

**Zum Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben mit großen
Einbindelängen beim Einsatz als Bewehrung in
Brettschichtholzbauteilen**

Von der Fakultät für Architektur
der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften
genehmigte

Dissertation

vorgelegt von

Mazen Ayoubi

Berichter:

Universitätsprofessor Dr.-Ing. Martin Trautz
Universitätsprofessor Dr.-Ing. Michael Raupach

Tag der mündlichen Prüfung:
24.06.2014

Mazen Ayoubi

Zum Verbundverhalten von
Vollgewindeschrauben mit großen
Einbindelängen beim Einsatz als
Bewehrung in
Brettschichtholzbauteilen

Zusammenfassung

Durch das Streben nach filigranen, schlanken Konstruktionen aus umweltfreundlichen und recyclebaren Baustoffen, gewinnen Bauteile aus Holz zunehmend an Bedeutung. Dabei stellt die Bewehrung und Fügung von Holzbauteilen mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben eine innovative, effektive und praktische Methode dar.

Hierbei sind selbstbohrende Vollgewindeschrauben (VGS) nicht nur ein Befestigungsmittel, sondern stellen aufgrund ihrer hohen Festigkeit und ihren großen verfügbaren Längen von mehr als 1400 mm ein Basiselement für die Verstärkung und direkte Fügung von Holzbauteilen dar. Bedingt durch den hohen Anteil an Gewindefläche im Verhältnis zum Kernquerschnitt und wegen des kontinuierlichen Verbundes des Vollgewindes mit dem Holz, verfügen VGS über hervorragende Verbundeigenschaften vergleichbar mit denen einer Stahlbetonbewehrung.

Auf konzeptioneller Ebene kann die Konfiguration von Schraubenbewehrungen, wie auch ihre überschlägige Berechnung und die Bemessung von Fügungen mittels VGS auf Basis von Stabwerkmodellen erfolgen. Zur Festlegung von Bewehrungsrichtlinien, sowie zur Abschätzung der anteiligen Kraftübertragung in Holz und Stahl oder zu Verankerungs- und Übergreifungslängen – kurz – zur Beschreibung des Verbundverhaltens bei großen Verbund- und Einbindelängen ($l_p > 20 d$), existieren hingegen weder Forschungsergebnisse noch bemessungstechnisch verwertbare Größen.

Anhand von experimentellen, theoretischen sowie numerischen Untersuchungen wird das Verbundtragverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen beschrieben. Hierzu werden eigene experimentelle und numerische Untersuchungen zur Überprüfung wichtiger Einflussgrößen auf das Verbundtragverhalten beschrieben. Die experimentellen Untersuchungen umfassen sowohl mehr als 160 Pull-Out Versuche mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung und Durchmesser der Schrauben als auch 84 Lasteinleitungsversuche. Darüber hinaus wird die Feststellung des Einflusses eines Längsrisses sowie einer eingebetteten Schraubenspitze auf das Verbundtragverhalten experimentell ermittelt. Weiterführende dreidimensionale nichtlineare FE-Berechnungen liefern vertiefte Erkenntnisse zu den Lasteinleitungsmechanismen und zum Einfluss der Anisotropie des Holzes auf das Tragverhalten.

Anhand der Ergebnisse der Versuche und der FE-Berechnungen lassen sich zudem abgeleitete analytische Beschreibungen des Verhaltens beurteilen und der Verbundspannungsverlauf darstellen. Des Weiteren konnten aufbauend auf den experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen Modelle zur Beschreibung des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben vorgeschlagen werden.

Ziel der Arbeit ist es, unter Berücksichtigung der Anisotropie des Holzes, eine grundlegende Beschreibung des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben mit großer Einbindelänge zu schaffen. Mit dieser Beschreibung soll eine Basis für die Bemessung von Bauteilen und Fügungen sowie die Ermittlung von Schraubenkonfigurationen im Sinne einer Bewehrungsführung ermöglicht werden.

Abstract

In regard of future challenges in modern architecture that demand slender and filigree constructions from environmentally, friendly and recyclable building materials, the significance of the timber structures continually increases.

The use of self-tapping screws with continuous threads to reinforce and join timbers and glue-laminated elements represents an effective, simple and economic method. The high withdrawal resistance of the screws as well as its continuous bond with the wood enables an effect similar to steel reinforcement in concrete structures.

The presented thesis aims at precisely describing the flexible bond behaviour and predicting the force transfer of the screws in glue-laminated elements as well as deriving design rules that enable the safe application of the screws as reinforcement in timber elements. Various parameters affect the bond behaviour of the screws and are described in own experimental and numerical investigations. The experimental investigations are comprised of over 160 pull-out tests with long embedment length and over 84 load distributions tests. The pull-out tests cover different angles to the grain and various screw diameters. Furthermore, they display the effect of the longitudinal cracks in the surrounding wood on the force transfer as well as the effect of the screw tip. The load distribution tests inform about the load transfer and the load distribution angles of the screw in timber in combination with different parameters.

Continuative three-dimensional nonlinear FE-analyses provide deep insight into the load transfer mechanisms and the influence of the anisotropy of the material as well as the angle to the grain, and the anchorage length of the screws. Through various analysis of the bond behaviour between screws and wood, the experimental investigations form the basis for the calibration and evaluation of the numerical models.

Herewith, a detailed knowledge of the force transfer mechanisms, in which the force within the screw changes along its length, as does the force in wood embedment, is essential to ensure an economic and safe design of the reinforced timber elements.

This thesis allows an overall description of the bond behavior of self-tapping screws with long embedment length in different angles to the grain. With the proposed approaches, the anchorage length can be designed safely even if the screws drilled parallel to the grain. Furthermore, the influence of longitudinal cracks on the bond behavior can be predicted correctly.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben mit großen Einbindelängen beim Einsatz als Bewehrung in Brettschichtholzbauteilen. Die Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Tragkonstruktionen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. Bei meiner vorherigen Beschäftigung als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl und Institut für Massivbau führte ich vertiefte theoretische, experimentelle, analytische und numerische Untersuchungen zum Verbundverhalten des Bewehrungs- und Spannstahls im Beton sowie zu anderen Bewehrungsarten wie Klebarmierung, Stahlfaser, Karbon- und Glasfaserstäbe durch.

Hierdurch entwickelte ich ein weitgehendes Verständnis von verschiedenen Mechanismen und Gesetzen vielfältiger Verbundarten. Erweitern konnte ich dieses Interesse durch die Suche nach Ingenieurmodellen zur Abbildung der Verankerungslänge und der Kraftübertragungen zwischen verschiedenen Materialien im Verbundmedium. Hierfür gilt mein herzlicher Dank der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG), die von mir bearbeitete Forschungsprojekte sowie große Teile meiner Veröffentlichungen gefördert hat.

Die Anregung zur Untersuchung des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen erhielt ich von Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Trautz, Inhaber des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. Für die Betreuung und Förderung meiner Arbeit gilt ihm mein besonderer Dank. Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Raupach vom Institut für Bauforschung an der RWTH Aachen danke ich für die Übernahme des Korreferats und die schnelle und gründliche sowie kritische Durchsicht meiner Arbeit.

Besonderer Dank gilt meinen Kollegen des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen, die die umfangreichen experimentellen und theoretischen Untersuchungen ermöglicht haben. Des Weiteren gilt mein Dank den Mitarbeitern des Instituts für Bauforschung (ibac) für die angenehme wissenschaftliche Zusammenarbeit und für die fachlichen und nicht-fachlichen Diskussionen. Dank gilt auch den Mitarbeitern der Holzwerkstatt und der Versuchshalle des Instituts für Bauforschung (ibac), die das umfangreiche experimentelle Untersuchungsprogramm praktisch umgesetzt haben. Hierzu zählen auch meine studentischen Hilfskräfte, die zum Gelingen der Arbeit einen großen Beitrag geleistet haben.

Ein ganz herzlicher Dank gilt meinen Eltern, die mich immer in aller Hinsicht unterstützt und gefördert haben, sowie meinen Geschwistern und meinen Freunden, für ihre Ratschläge und Unterstützung.

Aachen, im Dezember 2013

Mazen Ayoubi

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Bezeichnungen und Abkürzungen	V
Einheiten	V
Abkürzungen	V
Große lateinische Buchstaben	V
Kleine lateinische Buchstaben	V
Griechische Buchstaben	VI
Indizes	VI
1. Veranlassung und Zielsetzung	1
1.1 Veranlassung	1
1.1.1 Vollgewindeschrauben als Bewehrung für Holzquerschnitte	2
1.1.2 Anwendungen von Vollgewindeschrauben	3
1.1.3 Bewehren von Holzquerschnitten	4
1.2 Zielsetzung	7
2. Stand der Technik zum Verbundtragverhalten unterschiedlicher Baustoffe	9
2.1 Allgemeines	9
2.2 Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben	10
2.2.1 Verbundverhalten des Verbundwerkstoffs „Stahlbeton“	10
2.2.2 Verbundverhalten von Spannstahl mit sofortigem Verbund	22
2.3 Verbundverhalten von eingeklebten, stab-/stift-/faserförmigen Verbindungsmitteln	25
2.3.1 Wirkungsweise des Verbunds	25
2.3.2 Bemessungsansätze zur Kraftübertragung von eingeklebten stiftförmigen Verbindungsmitteln	27
3. Verbundverhalten von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben	37
3.1 Wirkungsweise des Verbunds	40
3.2 Auszieh Widerstand	47
3.3 Bemessungsansätze zum axialen Auszieh Widerstand von Schrauben in Holzbau elementen	49
3.4 Einflussfaktoren auf das Verbundverhalten von Vollgewinde-schrauben	54
3.5 Langzeitverbundverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen	62
3.5.1 Einflüsse auf das Kriechen von Holz	63
3.5.2 Langzeitverhalten von eingeleimten Gewindestangen	65
3.5.3 Langzeitverhalten von Nägeln und genormten Schrauben	67
3.5.4 Normative Regelung zum Langzeiteffekt	67
3.5.5 Einflussgrößen auf das Tragverhalten beim Verbundkriechen	68

4. Analytische Beschreibung der Spannungsverhältnisse in mit Vollgewindeschrauben bewehrten Holzbauteilen anhand der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes	71
4.1 Herleitung	71
4.2 Lösungsansätze	75
4.3 Analytische Implementierung der anisotropen Eigenschaften des Verbundmediums in der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes	77
4.4 Auswertung des Tragverhaltens von mit Schrauben bewehrten Holzquerschnitten	81
5. Optische 3D-Verformungsanalyse	89
5.1 Allgemeines	89
5.2 Grundlagen der digitalen Bildkorrelation	90
5.3 Messgenauigkeit der optischen korrelationsbasierten Verformungsanalyse	90
5.3.1 Einflussparameter	90
5.3.2 Optimierung des verwendeten Messsystems	91
5.3.3 Versuche zur Bestimmung und Optimierung der Messgenauigkeit für kleinere Messflächen bis 175 x 140 mm ²	93
5.3.4 Versuche zur Bestimmung und Optimierung der Messgenauigkeit für größere Messflächen bis 400 x 330 mm ²	99
5.3.5 Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Vergleichsstudie zur Messgenauigkeit des verwendeten optischen Messsystems	103
6. Materialkennwerte der verwendeten Baustoffe	105
6.1 Allgemeines	105
6.2 Vollgewindeschrauben	105
6.3 Brettschichtholz	106
7. Versuche zum Verbundverhalten und zur Krafteinleitung von Vollgewindeschrauben mit großen Einbindelängen unter kurzzeitiger Beanspruchung	111
7.1 Allgemeines	111
7.2 Pull-Out Versuche	112
7.2.1 Versuchskörper und Versuchsaufbau	112
7.2.2 Baustoffe	114
7.2.3 Herstellung und Lagerung der Versuchskörper	115
7.2.4 Messverfahren und Messwerterfassung	116
7.2.5 Versuchsdurchführung	118
7.2.6 Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche	120
7.3 Pull-Out Versuche zur Abbildung der Auswirkung von Längsrissen	125
7.3.1 Versuchskörper und Versuchsaufbau	125
7.3.2 Baustoffe	128
7.3.3 Herstellung und Lagerung der Versuchskörper	128
7.3.4 Messverfahren und Messwerterfassung	129
7.3.5 Versuchsdurchführung	129

7.3.6	V Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche mit Längsriss	130
7.4	Lasteinleitungsversuche	132
7.4.1	Versuchskörper und Versuchsaufbau	132
7.4.2	Baustoffe	134
7.4.3	Herstellung und Lagerung der Versuchskörper	134
7.4.4	Lasteinleitung der Versuchskörper	135
7.4.5	Messverfahren und Messwerterfassung	139
7.4.6	Versuchsdurchführung	140
7.4.7	V Versuchsergebnisse der Lasteinleitungsversuche	146
8.	Numerische Beschreibung des Verbundtragverhaltens	161
8.1	Allgemeines	161
8.2	Grundlagen der Finite-Elemente-Modelle	161
8.2.1	Materialmodell für Holz	161
8.2.2	Fließkriterien für orthotrope Materialien	163
8.2.3	Materialmodell für Stahl	167
8.2.4	Materialmodelle zur Abbildung des Verbundtragverhaltens	167
8.3	Simulation der Verbundtragwirkung	174
8.3.1	Modellbeschreibung	174
8.3.2	Abbildung der Versuche	175
8.3.3	Bewertung der durchgeführten Simulationen	179
9.	Modell zur Beschreibung der Kraftübertragung bei mit Vollgewindeschrauben bewehrten Brettschichtholzbauteilen	181
9.1	Allgemeines	181
9.2	Einwirkung der Schraubenspitze	184
9.3	Einwirkung des Längsrisses	185
9.3.1	Mechanisches Berechnungsmodell	188
9.4	3D kombinierte Fachwerkmodelle	191
9.4.1	Bewertung der Fachwerkmodelle	195
9.5	Bemessungskonzept zur Ermittlung der Verankerungslänge selbstbohrender Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen	196
9.5.1	Zusammenstellung des Bemessungsansatzes	196
9.5.2	Überprüfung der ermittelten Auszieh Widerstand der Schrauben anhand der gemessenen Ausziehkraft (Pull-Out Kraft)	198
10.	Zusammenfassung und Ausblick	203
11.	Literaturverzeichnis	209

Bezeichnungen und Abkürzungen

Einheiten

Verschiebungen	mm
Kraft	kN
Spannungen	N/mm ²
Zeit	sek bzw. min

Abkürzungen

BSH	Brettschichtholz
VGS	Vollgewindeschrauben
DGL	Differenzialgleichung
Fi	Fichte
DMS	Dehnungsmessstreifen
IWA	induktiver Wegaufnehmer
DIC	digitale Bildkorrelation, engl. (Digital Image Correlation)
LEBM	linear-elastischen Bruchmechanik, engl. (linear elastic fracture mechanics)

Große lateinische Buchstaben

<i>A</i>	Querschnittsfläche
<i>C</i>	Betonfestigkeitsklasse
<i>E</i>	Elastizitätsmodul
<i>F</i>	Kraft
<i>I</i>	Flächenträgheitsmoment
<i>P</i>	Vorspannung
<i>Q</i>	Einwirkung, Kraft, Last
<i>U</i>	Umfang
<i>R</i>	Auszieh Widerstand
<i>G</i>	Verbundenergie - Bruchenergie
<i>G_c</i>	kritische Bruchenergie
<i>G_n</i>	Bruchenergie aus den normalen Kontaktspannungen
<i>G_t</i>	Bruchenergie aus den tangentialen Kontaktspannungen
<i>G_{cn}</i>	kritische Bruchenergie aus den normalen Kontaktspannungen
<i>G_{ct}</i>	kritische Bruchenergie aus den tangentialen Kontaktspannungen
<i>U</i>	Umfang
<i>K</i>	Beiwert des Winkels zwischen Schraube und Holzfaserrichtung

Kleine lateinische Buchstaben

<i>c</i>	Beiwert
<i>d</i>	Durchmesser

d_k	Kerndurchmesser der Schraube
p	Gewindesteigung
f_c	Druckfestigkeit
$f_{ct,sp}$	Spaltzugfestigkeit
$f_{ct,fl}$	Biegezugfestigkeit
f_l	Ausziehparameter
f_r	Rippenfläche
f_v	Verbundfestigkeit
l	Länge
l_p	Einbindelänge
l_{ef}	Einschraubtiefe
l_e	verbundfreie Länge
l_u	Übertragungslänge
l_{ver}	Verankerungslänge der Schraube
s	Schlupf (Relativverschiebung)
t	Zeit
t_g	Klebefugendicke
d_h	Bohrlochdurchmesser
z	innerer Hebelarm
u	Holzfeuchte
n	Anzahl

Griechische Buchstaben

α	Winkel Schraube - Holzfaserrichtung
ε	Dehnung
δ	Kontaktablösung (relative Verschiebung entlang der Kontaktfläche)
δ_n	Verschiebung normal zum Interface
δ_t	Interfaceverschiebung
φ	Verbundkriechzahl
ρ	Rohdichte
σ	Spannung
σ_p	Spannstahlspannung
τ_b	Verbundspannung
ξ	Verbundkennwert
γ	Lastausbreitungswinkel
γ_M	Teilsicherheitsbeiwert für Material
Ψ	Schädigungsfaktor
ϕ	Reibungswinkel
ν	Querdehnzahl

Indizes

c	Druck
0	Grundwert

<i>ax</i>	axial
<i>b</i>	Verbund
<i>w</i>	Holz (engl. Wood)
<i>cube</i>	Würfel
<i>k</i>	charakteristischer Wert
<i>m</i>	Mittelwert
<i>max</i>	Maximalwert
<i>g</i>	Gewindestange / Klebstoff
<i>ef</i>	effektive Größe
<i>s</i>	Schraubenstahl
<i>zyl</i>	Zylinder
<i> </i>	Parallel
<i>⊥</i>	Querrichtung
<i>aR</i>	abgeschlossene Rissbildung
<i>R</i>	Rissbildung
<i>tot</i>	gesamt
<i>f</i>	Bruch
<i>ver</i>	verformte Fläche
<i>k</i>	charakteristische Größe
<i>m</i>	Mittelwert
<i>t</i>	Zug
<i>u</i>	Bruchzustand
<i>rel</i>	relative Größe
<i>st</i>	Stab

1. Veranlassung und Zielsetzung

1.1 Veranlassung

Das Tragverhalten von mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben (VGS) bewehrten Holzbauteilen wird entscheidend durch den Verbund zwischen Schraube und Holz bestimmt. Der Einsatz von Schrauben mit größeren Einbindelängen im Sinne einer Bewehrung in Brettschichtholzbauteilen setzt eine Kraftübertragung zwischen den Schrauben und der umhüllenden Matrix voraus. Die Anisotropie des Holzes und das unterschiedliche Tragverhalten in Faserrichtung und senkrecht zur Faser beeinflussen das gesamte Verhalten der mit Vollgewindeschrauben bewehrten Querschnitte. Hierbei übernimmt der Winkel zwischen Schraube und Holzfaserrichtung eine Schlüsselfunktion und beeinflusst die übertragbare Schubkraft sowie die gegenseitige Verschiebung des Interfaces zwischen Schraube und Holzmatrix maßgeblich.

Die Übertragung der Spannungen in das Bauteil erfolgt hierbei über den Verbund zwischen Schraube und Holz. Dabei bestimmt die Verankerungslänge der Schraube den Verbundwiderstand der übertragbaren Kraft. Die Verankerungslänge der Schraube beschreibt die benötigte Einbettungslänge der Schraube zum Eintrag des Sollwerts der Kraft in der Schraube. Hierbei ist für die wirtschaftliche Umsetzung der Bewehrung, das Zusammenwirken der Komponenten des Verbundwerkstoffes eine Voraussetzung, welche wiederum den Nachweis der Verankerung der Schrauben verlangt.

Zur Beschreibung der Kraftübertragung und damit zur Bestimmung eines plausiblen und gleichzeitig sicheren Bemessungsansatzes ist umfassende Kenntnis über das Verbundverhalten von VGS in Abhängigkeit zu den anisotropen Eigenschaften des Holzes erforderlich. Die werkstoffwissenschaftlichen Grundlagen zum Verbundverhalten eines Schraube-Holz-Verbundwerkstoffes, insbesondere bei großen Einbindelängen ($l_p > 20 d$) und unter Kurzzeitbedingungen, sind jedoch derzeit nahezu unerforscht. Damit fehlen auch die für die praktische Anwendung des Bewehrens mit Vollgewindeschrauben im Ingenieurholzbau notwendigen Kennwerte zu Verankerungslängen, zur anteiligen Kraftübertragung in Holz und Schraube für genauere Bemessungs- und Nachweisverfahren, aber auch jene zur Simulation des Verbundverhaltens.

Zukünftig wird der Trend zu filigranen Konstruktionen auch im Holzbau zunehmen. Hierbei macht die Bewehrung mit Vollgewindeschrauben den Werkstoff „Holz“ zu einem Verbundwerkstoff und zugleich zu einem solchen, der innovativ, effektiv und einfach herstellbar ist.

Neben der Verankerung der Schrauben ergeben sich weitere Fragestellungen bei der Beschreibung des Verbundverhaltens der Schrauben. Dabei spielen sowohl die Materialeigenschaften des Holzes und der große Unterschied in den Tragfähigkeiten und des E-Moduls senkrecht und parallel zur Faser als auch die Besonderheit bei der Lastübertragung eine wichtige Rolle. Infolge des unterschiedlichen Verbundverhaltens erfahren der Stahl und das Holz unterschiedliche Dehnungs- und Spannungszuwächse, insbesondere bei einer Bildung von Längsrissen im Verankerungsbereich der Schraube. Dadurch werden die Kräfte umgelagert, d. h. der Abbau der Relativverschiebung durch

den Verbund ist mit einem unterschiedlichen Widerstand der Einbettungslänge der Schrauben verbunden und damit beteiligen sich unterschiedliche Breiten am Lastabtrag. Dies muss im Rahmen der Betrachtung der Anisotropie des Holzes untersucht und sowohl beim Nachweis der Verankerungslänge als auch bei den maximal übertragbaren Kräften berücksichtigt werden. Darüber hinaus muss die Einwirkung der Schraubenspitze mit ihren kleineren Profilen in der Kraftübertragung ergänzt werden. Für eine Beschreibung der verschiedenen Einflüsse auf das Tragverhalten sind weitere experimentelle und theoretische Untersuchungen erforderlich.

Die unterschiedlichen Verbundeigenschaften werden neben der Berücksichtigung verschiedener Durchmesser der Schrauben im Allgemeinen über den Winkel zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung α erfasst. Durch die iterative Änderung der Einbettungslänge der Schrauben werden die Verankerungslänge der Schrauben und die maximal durch Verbund übertragbare Kraft der Schraube festgestellt.

Die so geschaffenen theoretischen Grundlagen zum Verbundwerkstoff Schraube-Holz fördern mit dem systematischen Bewehren von Holz eine Konstruktionsmethodik mit großem Potential. Sowohl die Veredelung von Brettschichtholzbauteilen in Bezug auf Festigkeit und Tragfähigkeit als auch die Vereinfachung und Effizienzsteigerung von Fügungen wird dadurch ermöglicht. Das Einsatzgebiet von Holz im Bauwesen und in der Architektur sowie in anderen technischen Bereichen erweitert sich nachhaltig.

1.1.1 Vollgewindeschrauben als Bewehrung für Holzquerschnitte

Selbstbohrende Vollgewindeschrauben haben auf Grund ihrer einfachen Verarbeitung und vielseitigen Anwendbarkeit in den letzten Jahren eine zunehmende Verbreitung im Holzbau erlangt.

Gegenüber den herkömmlichen genormten Holzschrauben, die z. B. nach DIN 571:2010-11 [49] hergestellt und mit einem Gewinde nach DIN 7998:1975-02 [54] ausgestattet sind, weisen die durch bauaufsichtliche Zulassungen geregelten, selbstbohrenden Vollgewindeschrauben (VGS) viele Vorteile auf. Durch den nach dem Aufrollen des Gewindes erfolgenden Härtingsprozess werden mit bis zu 1000 N/mm² mehr als doppelt so hohe Zugfestigkeiten des Schraubenwerkstoffs im Vergleich zu konventionellen Holzschrauben erreicht. Dadurch kann der Kernquerschnitt der Vollgewindeschrauben bei gleichem Außendurchmesser des Gewindes gegenüber dem Normgewinde nach DIN 7998:1975-02 [54] deutlich verkleinert werden, woraus ein deutlich besserer Verbund des Gewindes im Holz und ein geringeres Einschraubdrehmoment gegenüber konventionellen Schrauben resultieren. Das Eindrehen ohne Vorbohrung wird durch eine je nach Hersteller variierende Bohrspitze erleichtert. Die unterschiedlichen Kopfausbildungen der Schrauben erlauben unterschiedliche Ansätze der Kraftübertragung durch Druck von außen auf das Holz oder durch innere Einbettung über das Gewinde. Bild 1-1 stellt exemplarisch einige der auf dem Markt erhältlichen Vollgewindeschrauben dar.

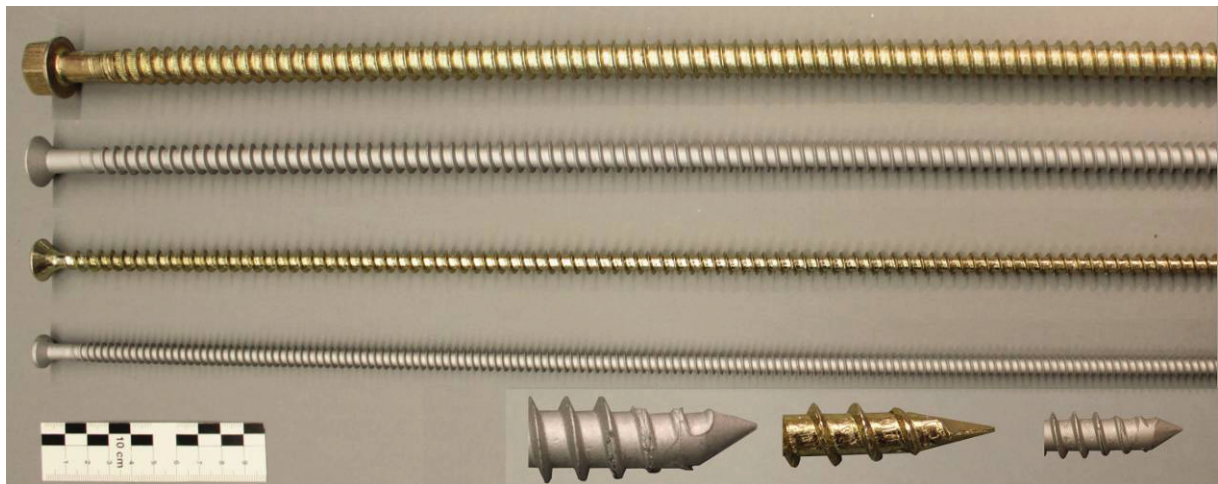


Bild 1-1: Vollgewindeschrauben unterschiedlicher Fabrikate und Längen mit Detaildarstellung der verschiedenen Spitzenformen im Vergleich zu der Holz-Gewindestange.

1.1.2 Anwendungen von Vollgewindeschrauben

Die positiven Eigenschaften der Vollgewindeschrauben und die Weiterentwicklung der Schraubengewinde in Bezug auf die geometrischen Attribute haben den Einsatz der Schrauben über die Verwendung als mechanisches Verbindungsmittel hinaus erweitert. Die wichtigsten, bisherigen Anwendungsgebiete der Schrauben werden im Folgenden zusammengefasst:

An Auflagern werden die Schrauben als eine einfache und effektive Möglichkeit zur Querdruckverstärkung eingesetzt (s. Bild 1-2, a). Dadurch ermöglichen die Schrauben eine größere Auflagerkraft, als es die geringe Drucktragfähigkeit des Holzes senkrecht zur Faserrichtung (s.g. „Flächenpressung“) zuließe.

Bei Auflagerung von Balken mit Ausklingungen auf der Last abgewandten Balkenseite (Bild 1-2, b) stellen die Vollgewindeschrauben ein wirtschaftliches Verstärkungsmittel gegenüber der Querkzugbeanspruchung (siehe z. B. [40] und [29]) dar. Ebenfalls werden die Vollgewindeschrauben als Querkzugverstärkung an Öffnungen und Durchbrüchen in Trägern eingesetzt (Bild 1-2, c), (siehe z. B. [21]). Weiterhin werden die Schrauben in gekrümmten Trägern sowie in Satteldachträgern als Querkzugverstärkung eingesetzt, wodurch ein Aufreißen der BS-Holz-Träger quer zur Faserlängsrichtung, also ein Querkzugversagen, verhindert wird. In Versuchen an gebogenen, senkrecht zur Faserrichtung verstärkten Brettschichtholzträgern (BS-Holz-Trägern) konnte die Tragfähigkeit um bis zu 50 % gegenüber unverstärkten Trägern gesteigert werden [99], (Bild 1-2, d).

Zur Fügung von Bauteilen sind Vollgewindeschrauben als Verbindungsmittel des Ingenieurholzbaus im Einsatz. Bild 1-2, e stellt eine Hauptträger-Nebenträger-Verbindung mit Vollgewindeschrauben dar, in der die hohe axiale Tragfähigkeit der Schraube effizient ausgenutzt wird. In solchen Verbindungen bieten die Schrauben wirtschaftliche und gestalterische Vorteile.

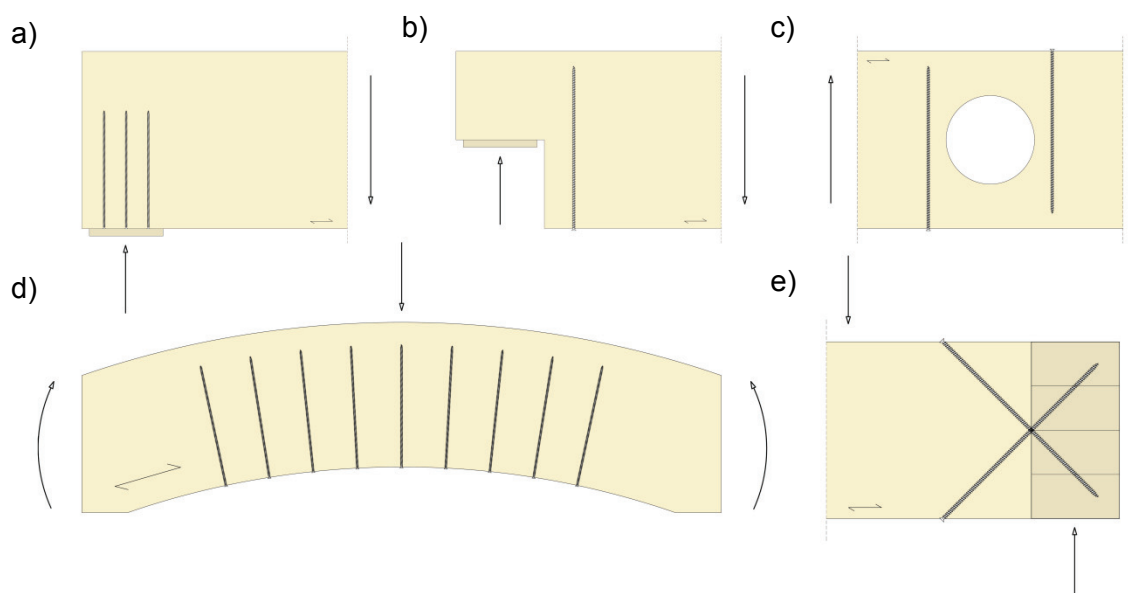


Bild 1-2: Beispiele für den Einsatz von Vollgewindeschrauben: a) Auflagerverstärkung, b) verstärkte Trägersauklinkung, c) verstärkter Trägerdurchbruch, d) Querkzugverstärkung bei gekrümmten BS-Holz-Trägern, e) Hauptträger-Nebenträger-Verbindung.

1.1.3 Bewehren von Holzquerschnitten

Mit der Schraubenbewehrung werden liegende Schrauben bezeichnet, die dazu dienen, zusammen mit dem Holz die für das Holz alleine nicht erträgliche Beanspruchung aufzunehmen. Die vielfältigen Einsatzgebiete der Schrauben als Bewehrung wurden am Lehrstuhl für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen im Rahmen mehrerer Forschungsprojekte untersucht, um ein Konstruktionsprinzip in Bezug auf die Bewehrung von Holzquerschnitten zu entwickeln. Ausgang der Untersuchungen war die Verstärkung von Holzquerschnitten zur Erhöhung der Tragfähigkeit ganzer Tragelemente. Hierbei werden durch die Versteifung die Verminderung der Verformung der Tragelemente und dadurch die Verbesserung der Gebrauchstauglichkeit erreicht. Im Rahmen der Untersuchungen wurden mittels Bauteilversuchen für unterschiedliche Schraubenkonfigurationen und Winkel zur Faserrichtung des Holzes Berechnungsmodelle und tatsächliches Verhalten miteinander verglichen. Dabei wurde ein systematisches Verfahren zur Bewehrung und zum Verstärken der BS-Holz-Bauteile entwickelt, sowie Berechnungs- und Bemessungsansätze bearbeitet, um somit diese Bewehrungsart, ähnlich der Stahlbewehrung im Betonbau, im Ingenieurholzbau zu etablieren. In experimentellen Untersuchungen wurden u. a. an die Biegezugzonen der BS-Holz-Träger Stahllamellen mittels fachwerkartiger Schraubenkonfiguration als Zugdiagonalen angeschlossen (s. Bild 1-3). Durch ein Schraubenfachwerk konnte eine direkte Verankerung des Stahlzuggliedes in der Druckzone des Trägers gewährleistet werden und die erhöhte Schubbeanspruchung infolge der zusätzlichen, hochfesten Stahlgurtung durch die fachwerkartigen Schraubenanordnungen übernommen werden.

Dabei ist die Verankerung der Stahllamelle unabhängig von der Schubweichheit des Holzes und daher auch nach einem Versagen der Holzzugzone noch wirksam. In den Untersuchungen konnte eine deutliche Erhöhung der Biegetragfähigkeit (ca. 60 %) festgestellt werden [14].

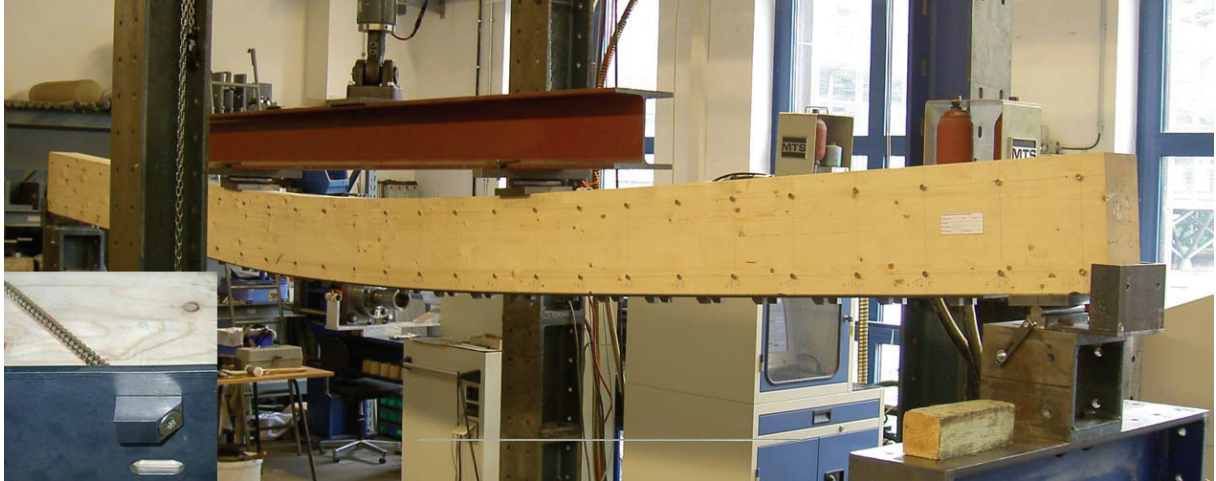


Bild 1-3: Mit Stahllamellen verstärkter BS-Holz-Träger im Vierpunktbiegeversuch mit Detaildarstellung der Verbindung der Stahllamelle mit dem Holz [14].

Insbesondere bei Holztragwerken prägen Verbindungen das Erscheinungsbild maßgeblich, da sie häufig bestimmend für Holzquerschnitte werden und die Abmessungen der einzelnen Tragelemente festlegen. Das Bestreben nach filigranen Holztragwerken erfordert daher leistungsfähige Verbindungen, die den gesamten Querschnitt möglichst ausnutzen und darüber hinaus die Anforderungen an Flexibilität, Wirtschaftlichkeit und Feuerwiderstand erfüllen. Desweiteren stellen Rahmentragwerke im Ingenieurholzbau leistungsfähige Strukturen zur Überbrückung größerer Spannweiten dar. Auf Grund der biegesteifen Ausbildung der Rahmenecke verfügen Rahmentragwerke über die Fähigkeit zur Umlagerung der Biegemomente aus den Rahmenriegeln in die Rahmenstiele. Klassische Rahmeneckverbindungen im Holzbau werden meistens mittels Keilzinkung, Dübelkreis oder als eingeschlitztes Knotenblech ausgeführt. Die Verklebung von Keilzinkungen erfordert konstante klimatische Randbedingungen, welche die Herstellung der Rahmenverbindungen vorzugsweise im Werk verlangt und dadurch die Transportfähigkeit der Tragelemente stark einschränkt.

Im Gegensatz dazu ermöglicht das Bewehren mit Vollgewindeschrauben die Kraftübertragung zwischen Schraube und Holzquerschnitt und ermöglicht die Umlenkung der Biegedruck- und Biegezugkräfte aus dem Riegel und der Stütze. Darüber hinaus können durch die Bewehrung die entstehenden Querzugspannungen übertragen werden.

In mehreren Forschungsprojekten am Lehrstuhl für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen wurden Fügungen von biegesteifen Rahmenecken mit Vollgewindeschrauben und Gewindestangen mit Holzgewinde untersucht [15]. Dabei wurden die Schrauben-

konfigurationen in Kombination mit Holz-Gewindestangen variiert und in Kurzzeitversuchen hinsichtlich ihres Tragverhaltens geprüft (s. Bild 1-4).

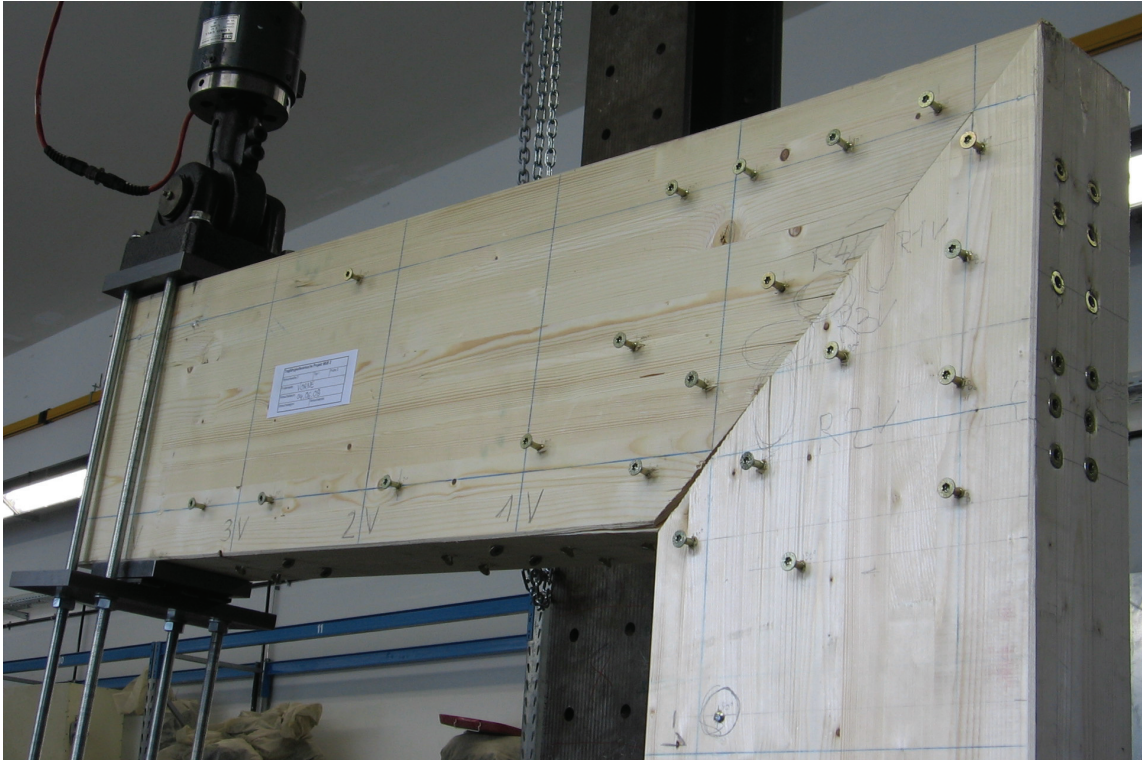


Bild 1-4: Versagenszustand einer mit Vollgewindeschraube bewehrten, biegesteifen Rahmenecke bei positivem Moment [15].

Die Fügung von biegesteifen Rahmenecken mit Vollgewindeschrauben stellt eine leistungsfähige Alternative zu den üblichen Anschlüssen mit Stabdübelkranz, Keilzinkenstoß oder eingeschlitzten Stahlblechen dar. Vorteile der Schraubenverbindung sind die hohe Tragfähigkeit, die einfache Montage sowie die optische Qualität durch gering sichtbare Verbindungsmittel. Die Längen der eingesetzten Schrauben ohne Vorbohren beschränken sich auf derzeit erreichbare Eindrehlängen selbstbohrender Holzschrauben.

1.2 Zielsetzung

Ziel der Arbeit ist die grundlegende Beschreibung des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben mit größerer Verbundlänge unter kurzzeitigen Beanspruchungen. Anhand von systematischen Versuchsreihen und theoretischen Untersuchungen zu dieser Thematik sollen Bemessungs- und Konstruktionsregeln für diese Bewehrungsart abgeleitet werden.

Es sind demzufolge die folgenden Grundlagen im Einzelnen erarbeitet:

- Das Verbundverhalten von Schrauben mit großen Einbindelängen unter verschiedenen Winkeln (90° , 60° , 30° , 15° , 0°) zwischen Schraubenachse und Holzfaser, auch faserparallel, im Kurzzeitversuch.
- Die Lastausbreitung entlang der Schraubenbewehrung unter verschiedenen Winkeln zwischen Schraubenachse und Holzfaser, auch faserparallel.
- Die Auswirkung der Schraubenspitze auf die Lastabtragung.
- Die Auswirkung von Rissbildung parallel zur Schraube auf die Verbundwirkung Schraube-Holz.
- Die Erstellung eines Ingenieurmodells, welches das Verbundverhalten des Verbundmaterials Schraube-Holz unter verschiedenen Neigungswinkeln zwischen Schraubenachse und Holzfaser beschreibt.
- Die Bestimmung von Verbundparametern zur Finite-Elemente-Simulation des Verbundwerkstoffes Schraube-Holz.
- Die Festlegung von Faktoren zur Bemessung von Schraubenbewehrungen entsprechend der Fachwerkanalogie und die Erstellung von Regeln für einzuhaltende Verbundlängen und für die allgemeine Anordnung von Schrauben bzw. Schraubenkonfigurationen im Sinne einer Bewehrungsführung.

Die Arbeit gliedert sich grundsätzlich in drei Teile, wobei der erste Teil (Kapitel 1 bis 4) die verschiedenen Verbundmechanismen und die Verankerung von Bewehrungsmitteln sowie die analytische Beschreibung der Spannungsverhältnisse anhand der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für die mit Vollgewindeschrauben bewehrten Holzbauteilen umfasst. Im zweiten Teil der Arbeit werden die eigenen experimentellen Untersuchungen zum Verbundverhalten beschrieben und die unterschiedlichen Kraftübertragungen auf Grund der unterschiedlichen Winkel zwischen der Schraubenbewehrung und der Holzfaserichtung näher betrachtet (Kapitel 5 bis 7). Der dritte Teil beschreibt die numerische Simulation und die Modellierung des Verhaltens sowie die Auswirkung von Langzeitbelastung auf den Verbundwiderstand (Kapitel 7 bis 10).

Im ersten Teil werden zunächst im Kapitel 2 und 3 theoretische sowie experimentelle Untersuchungen aus der Literatur zusammengefasst, kritisch bewertet und durch eigene Arbeiten ergänzt. Hierzu wurde u. a. eine Versuchsdatenbank erstellt und statistisch ausgewertet. Dabei wird der Stand des Wissens zum Verbundverhalten verschiedener

Baustoffe erläutert. Da keine Untersuchungen zum Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben mit größeren Einbindelängen in Brettschichtholzbauteilen bekannt sind, wird auf Untersuchungen an Vollgewindeschrauben mit kurzen Verankerungslängen mit anderen stab- bzw. stiftförmigen Verbindungsmitteln in Holzbauteilen verwiesen.

Neben dem Vorschlag eines eigenen Verbundgesetzes für Vollgewindeschrauben sowie eines eigenen Bemessungsansatzes zur Verbundkraftübertragung wurde in Kapitel 4 die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes [11], [167] auf die Verankerung von Vollgewindeschrauben angewandt, was eine realitätsnahe Beschreibung des Kraftflusses ermöglicht.

Kapitel 5 beschreibt die optische 3D-Verformungsanalyse, die im Rahmen dieser Arbeit in den Lasteinleitungsversuchen eingesetzt wurde. Wobei die Grundlagen der Methodik und die durchgeführten Schritten in der Optimierung des Messsystems zum Einsatz an Holzelementen mit größerem Messfeld ($500 \times 600 \text{ mm}^2$) dargestellt und erläutert werden.

Die eigenen Versuche an Pull-Out Körpern und Lasteinleitungsproben zur Lastausbreitung unter verschiedenen Belastungsarten und Kombinationen werden in Kapitel 6 und Kapitel 7 beschrieben und ausgewertet. Aufbauend auf den Versuchsergebnissen und weiterführenden numerischen Simulationen (Kapitel 8), wird ein Bemessungsansatz für den Verankerungsbereich von Vollgewindeschrauben unter Berücksichtigung des Einflusses von Schraubenspitze und Rissbildung im Verankerungsbereich vorgestellt (Kapitel 9).

Nach einer Dokumentation und Auswertung der eigenen Lasteinleitungsversuche zur Bestimmung der Lastausbreitung im Holz infolge des Lasteintrages durch Vollgewindeschrauben (Kapitel 6), werden in Kapitel 9 Lastausbreitungswinkel γ unter Berücksichtigung unterschiedlicher Winkel zur Faserrichtung und Belastungsarten vorgeschlagen. Eine Kalibrierung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes [11], [167] an den Versuchsergebnissen macht eine weiterführende Interpretation der Versuche und eine Simulation des Tragverhaltens bei abweichenden Randbedingungen möglich.

Im letzten Teil der Arbeit wird in Kapitel 10 anhand von Untersuchungen aus der Literatur der Stand des Wissens über Langzeitverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholz zusammengefasst und durch eigene Überlegungen ergänzt. Auf Grund fehlender experimenteller Untersuchungen des Verbundkriechens unter wechselnden klimatischen Bedingungen werden insbesondere die bekannten Einflüsse und Untersuchungen bei stiftförmigen Verbindungsmitteln kritisch beurteilt. Hierbei ist neben den Erkenntnissen über das Ausmaß des Verbundkriechens die Erfassung der Kriechfunktion ein zentraler Aspekt für die analytische Beschreibung der im Laufe des Verbundkriechvorgangs zunehmenden Verformungen.

Abschließend wird in Kapitel 11 neben einer Zusammenfassung der Ergebnisse der vergangenen Teile ein Ausblick auf weiteren Forschungsbedarf gegeben.

2. Stand der Technik zum Verbundtragverhalten unterschiedlicher Baustoffe

2.1 Allgemeines

Der Einsatz von unterschiedlichen Baustoffen zur Formulierung eines effektiven Verbundwerkstoffes mit erwünschter Erhöhung der Festigkeit und Steifigkeit setzt eine Kraftübertragung zwischen den verbundenen Materialien, sowie für das Materialverhalten geeignete Verformungen voraus. Allerdings sind die während der Kraftübertragung auftretenden Verformungen von der Verbundwirkung der Kontaktfläche der verbundenen Werkstoffe abhängig, weshalb diese Verformungen die Effektivität des Verbundwerkstoffes formulieren. Unterschiedliche Verbundmechanismen werden hierbei hervorgerufen, die von der Konstruktion und Beschaffenheit der Kontaktflächen der verbundenen Werkstoffe sowie vom Herstellungsprozess (Mischbauweise, Hybride, Durchdringungswerkstoffen, usw.) abhängig sind.

Trotz der großen Unterschiede in Trag- und Kraftübertragung zwischen den verschiedenen Verbundwerkstoffen bilden die Kenntnisse über die unterschiedlichen Mechanismen der Kraftübertragung die Grundlagen zum Verständnis und zur Interpretation der verschiedenen Phänomene des Verbundwerkstoffs „Schraube-Holz“. Auch in der analytischen Beschreibung des Verbundverhaltens sind Gemeinsamkeiten in der mathematischen Betrachtung und Methodik zu finden. Dazu zählen die Differentialgleichungen des verschieblichen Verbundes sowie die diskrete Betrachtung und iterative Lösung der Verbundprobleme.

Im Massivbau wurden in den letzten Jahrzehnten zahlreiche Forschungsarbeiten und Untersuchungen zur Entschlüsselung der Verbundproblematik insbesondere bei Stahlbewehrung und Spannstahl unter Betrachtung der unterschiedlichen Einflüsse und Faktoren, unternommen. Hierbei bilden die Kenntnisse aus der Formulierung von Rehm [141] und Eligehausen [63] die Grundlage für die Beschreibung des Kurzzeitverhaltens; die Kenntnisse nach Franke [70] vermitteln die wichtigsten Anhaltspunkte zur Beschreibung des Langzeittragverhaltens (sog. Verbundkriechen).

Anders als im Massivbau bringt die Anisotropie des Baustoffs Holz eine weitere zusätzliche Kenngröße, die mit sich große Abweichungen in den mechanischen Eigenschaften parallel und senkrecht zur Holzfaserrichtung bewirken und daher in der Beschreibung des Verbundverhaltens unbedingt zu berücksichtigen sind.

Im Ingenieurholzbau wurden in den letzten Jahrzehnten zahlreiche Arbeiten zur Beschreibung der Kraftübertragung bei stiftförmigen Verbindungsmitteln durchgeführt (z. B. Gerold [74], Aicher [1]). Im Folgenden werden die maßgebenden Ansätze und Kenntnisse erläutert und zusammengefasst.

2.2 Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben

Für die weitverbreiteten Verbundwerkstoffe Stahl- und Spannbeton stellte in den letzten fünfzig Jahren die Beschreibung der Kraftübertragung sowie der Verbundmechanismen zwischen der Bewehrung und dem Beton ein Kernelement für zahlreiche Forschungsprojekte und wissenschaftliche Arbeiten dar. So wurde die heutige Beschreibung des Verbunds zwischen Stahl und Beton durch die Arbeiten von Rehm [141], Eligehausen [142], [63], Martin und Noakowski [115] in der 60er und 70er Jahren des 20. Jahrhundert geprägt.

Im Folgenden wird der Stand des Wissens zum Verbundverhalten und der Kraftübertragung der beiden Verbundbaustoffe Stahl- und Spannbeton zusammengefasst, sowie eigene Untersuchungen hinzugefügt.

2.2.1 Verbundverhalten des Verbundwerkstoffs „Stahlbeton“

2.2.1.1 Wirkungsweise des Verbunds

Mit Verbundmechanismen wird die Verbundfestigkeit von Betonstahl beschrieben:

Haftanteil

Der Haftanteil bildet den Grundwert der Verbundfestigkeit, der anhand der Kapillar- und Adhäsionskräfte während der Erhärtung des Zementleims entsteht. Anschließend wird dabei an den Kontaktflächen des Stahls eine Klebewirkung des Zementsteins ausgebildet. Auf Grund des geringen Werts der Festigkeit, die maximal auf ca. 1 N/mm^2 beschränkt ist, spielt dieser Anteil der Verbundfestigkeit bei gerippten Bewehrungsstählen eine untergeordnete Rolle. Dabei erreicht der Haftanteil seine maximale Tragfähigkeit bei sehr geringen Relativverschiebungen zwischen den Verbundelementen, während bei größeren Relativverschiebungen der Verbundwiderstand durch die anderen Anteile ersetzt wird.

Reibungsanteil

Der Reibungsanteil wird mit einer kleinen Verschiebung zwischen dem Stahl und der Betonmantelfläche aktiviert. Dieser Anteil entsteht an allen Kontaktflächen und nimmt mit der zunehmenden Relativverschiebung zwischen Stahl und Beton überproportional ab. Die Rauigkeit der Betonkontaktzone und die Beschaffenheit der Stahloberfläche vergrößern die Reibungskräfte, die auf Grund der mechanischen Mikroverzahnungen an den Kontaktflächen entstehen. Die Reibungskräfte nehmen mit den Normalkräften an den Gleitflächen zu, welche auf die Behinderung der Querdehnung in der Betonmantelfläche, die äußeren Belastung, sowie der Volumenverringerng des Zementsteins während der Schwindprozesse zurückzuführen sind. Für den Reibungsanteil können Reibungsbeiwerte zwischen 0,3 und 0,6 erreicht werden [112].

Scheranteil

Der Scherverbund ist die wirksamste Verbundart, die durch die Ausbildung der Stahloberfläche in Rippenform, der Verbundwiderstand deutlich steigt. Der Scherwiderstand wird durch die mechanische Verzahnung der Stahlrippen mit dem Beton, der

zwischen den Rippen Druckkegel aufbaut, gesteigert. Diese können innerhalb der Fachwerkanalogie als Druckstreben beschrieben werden (Bild 2-1). Bei einer relativ geringen Verbundspannung von ca. $2\text{--}3\text{ N/mm}^2$ (vgl. CEB No. 151 (1982) [39]) treten innere Verbundrisse, die auf die Überschreitung der Betonzugfestigkeit zurückzuführen sind, auf. Mit den zunehmenden Relativverschiebungen zwischen dem Stahlstab und dem gerissenen Beton bilden sich Betonkonsolen (s. Bild 2-1), die sich an den Rippenflanken abstützen. Bei einer weiteren Steigerung der Zugbeanspruchung, entsteht auf Grund des entstehenden Betondruckkegels ein dreiachsiger Druckspannungszustand, der angesichts der Querdehnungsbehinderung hervorgerufen wird. Dabei führt der Zuwachs der Relativverschiebung zum Zermahlen der Porenstrukturen, die während des Aushärtens des Betons ausgebildet werden. Desweiteren führt die weitere Steigerung der Relativverschiebung der Kontaktflächen zu einer kontinuierlichen Zerstörung des Betonmortelgefüges [112].

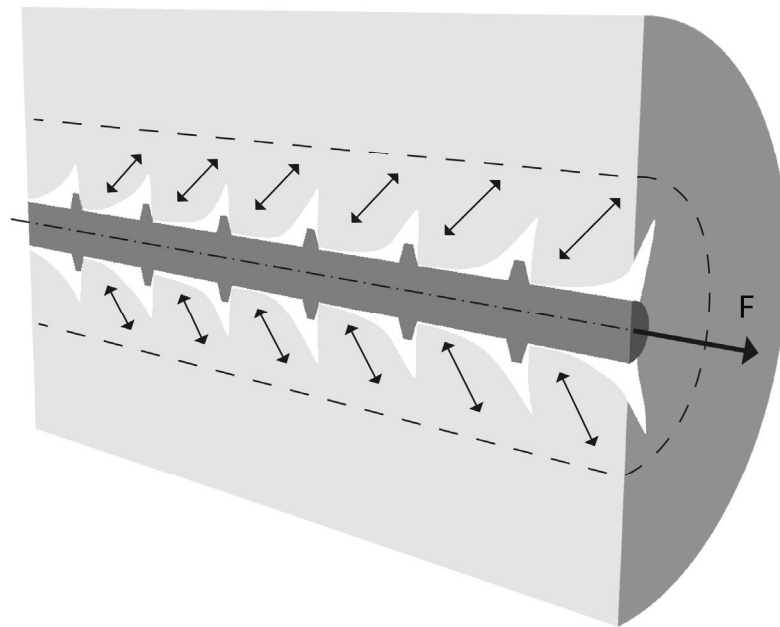


Bild 2-1: Durch den Scherverbund ermöglichte Lastabtragung zwischen dem Betonstahl und der Mantelfläche des gerippten Stabs.

Zur anschaulichen Abbildung der unterschiedlichen Verbundmechanismen wurde die Beziehung zwischen Verbundspannung (τ) und Relativverschiebung (s) als Hauptindikatoren des Verhaltens betrachtet. Von Rehm [141] wurde zuerst ein Vorschlag zum Vergleich der Beziehung zwischen Verbundspannung und Relativverschiebung der unterschiedlichen Versuchsergebnisse angeregt. Ferner wurde auch von Rehm [141] die Beziehung zwischen Verbundspannung und Relativverschiebung für gerippte und glatte Bewehrungsstähle gegenübergestellt (s. Bild 2-2).

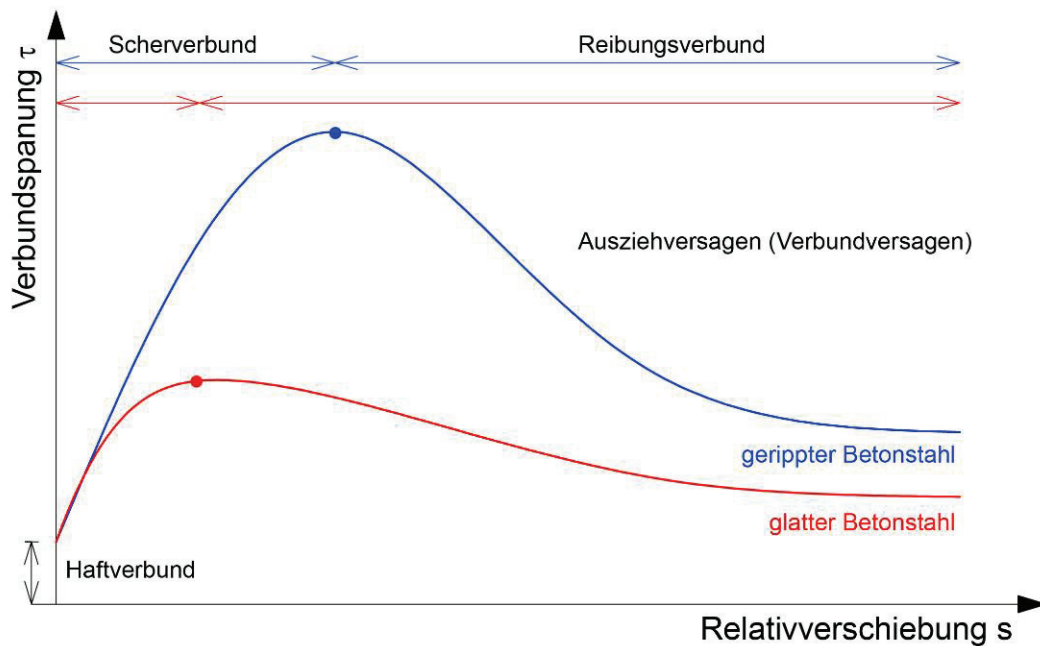


Bild 2-2: Darstellung der Verbundspannung für gerippte und glatte Bewehrungsstäbe in Abhängigkeit zur Relativverschiebung zwischen dem Bewehrungsstab und dem ummantelten Beton nach Rehm [141].

Insbesondere für schlaffe Bewehrung wurden in den letzten fünfzig Jahren zahlreiche Untersuchungen und Verfahren zur Abbildung und zur quantitativen Abmessung der Verbundtragfähigkeit der Stäbe durchgeführt.

Alle Untersuchungen haben das Ziel, die im Bauelement auftretenden Spannungen und Randbedingungen abzubilden und das Verhalten realitätsnah zu simulieren. Mit den Resultaten aus zahlreichen Versuchskörpern und Verfahren, welche in den Normen und Vorschriften aufgenommen wurden, wurden zahlreiche Experimente durchgeführt und auf verschiedenen Ebenen in der Fachliteratur veröffentlicht. Da die Versuchskonfigurationen und -aufbauten eine zentrale Fragestellung zur Untersuchung des Verhaltens sind, wird im folgenden Abschnitt eine Zusammenfassung der verschiedenen Verfahren dargestellt.

2.2.1.2 Experimentelle Ermittlung des Verbundverhaltens

Die unterschiedlichen Verbundmodelle wurden anhand von diversen Versuchskörpern und Randbedingungen, die die Abhängigkeit des Verbundverhaltens von der Auswahl des Versuchsaufbaus bestätigt, abgeleitet bzw. kalibriert. Dabei können die verschiedenen Modelle mit den unterschiedlichen Versuchsaufbauten und den daraus resultierenden Versuchsergebnissen begründet werden.

Eligehausen et al. [64] stellen die Abhängigkeit der Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung zur Versuchskonfiguration und Betondeckung vor. Bewehrungsstäbe mit kleinerer Betondeckung zeigen deutlich kleinere Verbundfestigkeiten und ein spröderes Versagen als die Bewehrungsstäbe mit größerer Betondeckung (s. Bild 2-3).

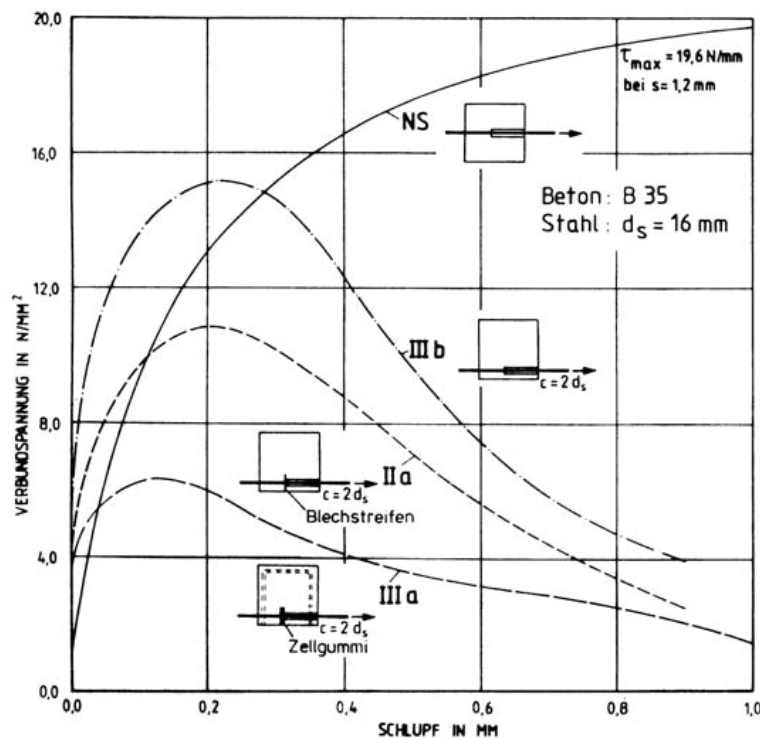


Bild 2-3: Vergleich der unterschiedlichen experimentell ermittelten Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehungen aus verschiedenen Ausziehversuchskörpern nach Eligehausen [64].

Allerdings stellt die Entscheidung über die Abmessung und Form des Versuchskörpers zur Abbildung der Verbundmechanismen immer einen Kompromiss dar, weshalb die Herausforderung darin besteht, das Verhalten möglichst unabhängig von einer Körpergeometrie der Prüfkörper zu beschreiben.

Durch eine verbundfreie Vorlänge von $5 d$ (vgl. RILEM [146]) wird die Induktion eines Querdrucks im Krafteinleitungsbereich der Probe vermieden und dadurch weicht die lokale Verbundspannung nur geringfügig von der gemessenen mittleren Verbundspannungen ab. Leonhardt [111] hat exemplarisch den Einfluss auf den induzierten Querdruck in Bild 2-4 veranschaulicht.

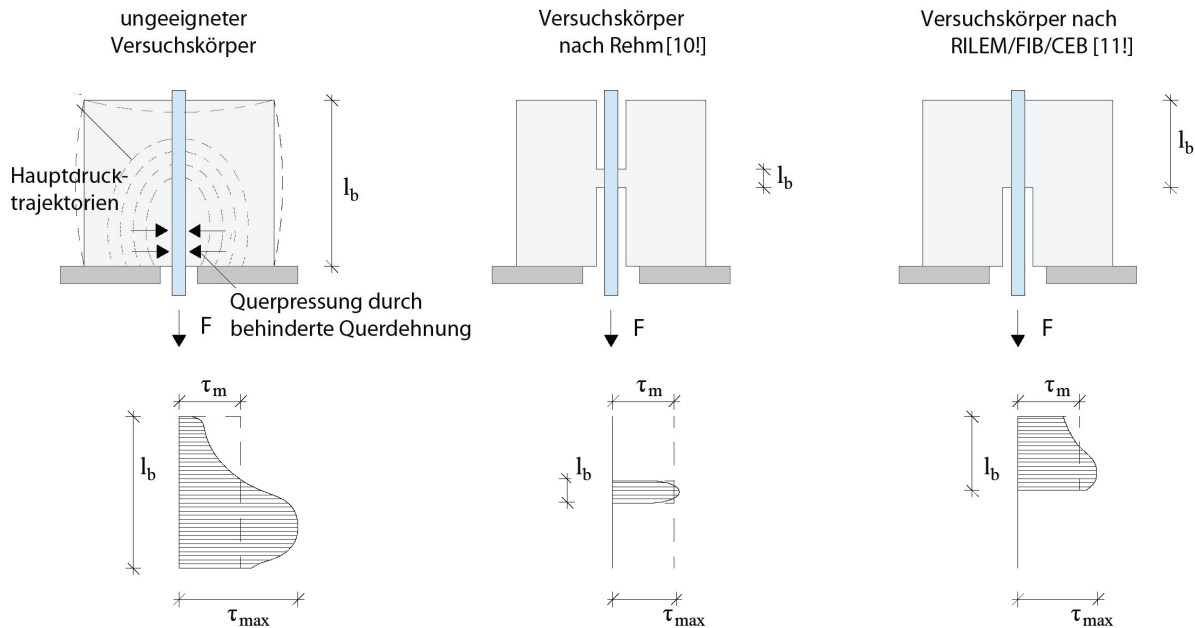


Bild 2-4: Hauptdrucktrajektorien, Hauptpressungen durch behinderte Querdehnung im Ausziehversuch mit Darstellung des Einflusses des Versuchskörpers nach Leonhardt [111].

Desweiteren lässt sich bei der experimentellen Betrachtung der Verbundproblematik grundsätzlich zwischen zwei grundlegenden Prinzipien unterscheiden:

Versuche mit kurzen Verbundlängen

Hierbei erfolgt die Ableitung der Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung anhand von einbetonierten Stäben mit kurzen Verbundlängen. Dabei liegt die Annahme einer konstanteren mittleren Verbundspannung ($\tau = \frac{F}{U \cdot l_p}$) entlang der kurzen Ein-

bettungslänge sowie einer ungleichmäßigen Verteilung der Verbundspannung bezogen auf die Länge nahe. Durch die Aufnahme der Relativverschiebung zwischen dem Stabende und dem Probekörper in Abhängigkeit zur Belastung wird dabei die Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung abgebildet.

Sowohl die Einbindelänge als auch die Position des Stabs im Versuchskörper variierten zwischen den verschiedenen Untersuchungen. In den Untersuchungen von Rehm [141] wurden mittig einbetonierte Stäbe mit einer Verbundlänge des Rippenabstands bzw. $1 d_s$ benutzt. Martin und Noakowski [115] haben Ausziehversuche an mittig und exzentrisch einbetonierten Stäben mit Verbundlängen von $5 d_s$, $10 d_s$ z. T. bis $20 d_s$ durchgeführt. Janovič [96] hat Ausziehversuche an Stäben, die randnah mit konsolförmigen Probekörpern angeordnet sind, realisiert. Desweiteren hat Elgehausen et al. [64] auch die Einwirkung der Betondeckung der Stäbe durch unterschiedliche Anordnungen relativ zum Mittelpunkt der Probekörper getestet.

Allerdings erfolgt die Herstellung der Probekörper sowie die Durchführung der Ausziehversuche mit kurzen Verbundlängen i. d. R. in Anlehnung an die Empfehlungen der RILEM/CEB/FIP Recommendation RC 6 [146] bzw. der prEN 10080, Anhang D [138]. Der in [146] beschriebene Ausziehversuch (Pull-Out Test) dient dazu, die Verbundeigenschaften von Bewehrungsstäben in nicht vorgespanntem Beton zu ermitteln (s. Bild 2-5).

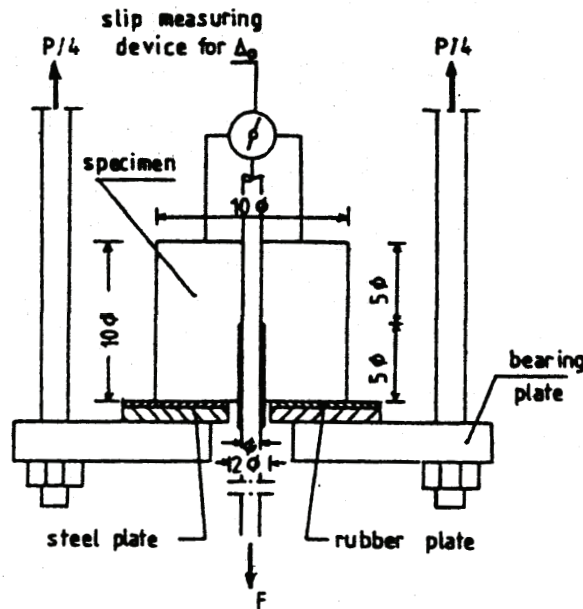


Bild 2-5: Aufbau des Pull-Out Versuchs nach RILEM [146].

Versuche mit großen Verbundlängen

Hierbei wird die veränderliche Verbundspannung anhand der Verbundlänge mit Hilfe der Auswertung der diskreten, entlang der Einbettungslänge gemessenen Stahldehnungen ermittelt.

Im Gegensatz zu den Versuchen mit kurzen Einbindelängen mit der Annahme einer konstanten mittleren Verbundspannung, erfassen die Versuche mit größeren Einbindelängen die Verbundmechanismen besser und sind auch im Hinblick auf die praktisch relevante Umsetzung der Modellierung geeigneter. Allerdings sind sie mit größerem Aufwand und Kosten verbunden und darüber hinaus lässt sich in diesen Versuchen die Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung schwerer erstellen.

Versuche an Dehnkörpern mit zentrisch einbetonierter Bewehrungsstange wurden zahlreich angewendet und in der Fachliteratur publiziert. (vgl. die Untersuchungen von Goto [77] Fehling [61] und Kurz [109]).

Bei dem in dieser Arbeit verwendeten und entwickelten Verfahren zur Abbildung des Verbundtragverhaltens mittels Ausziehversuchen nimmt die Fragestellung nach der Abhängigkeit zwischen der Verbundspannung und der Relativverschiebung der Kontaktflächen zwischen Stahl und Holz eine zentrale Rolle ein. Durch die Verlängerung der Verankerungslängen bis zum Erreichen der Streckgrenzenlast des Stahles, konnte

der maximal tragbare Verbundwiderstand experimentell ermittelt werden. Diese Vorgehensweise erlaubt Rückschlüsse zu den im Stahlbeton verwendeten Verfahren zum Erforschen des Verbundtragverhaltens zwischen der Stahlbewehrung und der Betonmantelfläche, insbesondere bei den Untersuchungen von Shima et al. [154].

Von Shima et al. [154] wurde das Verbundverhalten gerippter Bewehrungsstähle durch zahlreiche experimentelle Untersuchungen mit Einbettungslänge, die das Erreichen der Streckgrenzenlast des Stahls ermöglicht bzw. eine Überschreitung dieser Belastung erlaubt, untersucht. Dadurch konnte der Einfluss der Stahldehnung auf die Kraftübertragung ermittelt werden. Die Betondeckung wurde so groß gewählt, dass das Auftreten von Längsrissen bzw. Spalten der Probekörper verhindert wird. Um den Einfluss oberflächennaher Bereiche auf das Verbundverhalten zu minimieren, wurde der Stab auf einer Länge von $10 d_s$ verbundfrei eingebaut. In [154] wurde die Verbundspannungs-Relativverschiebung Beziehung von drei Versuchskörpern SD35 (Fließgrenze $f_y = 350$ MPa, Anfangsdehnung bei Verfestigung durch Kaltverformung $\varepsilon_{sh} = 1,65\%$), SD50 ($f_y = 610$ MPa, $\varepsilon_{sh} = 1,40\%$) und SD70 ($f_y = 820$ MPa, $\varepsilon_{sh} = 0,60\%$) bei verschiedenen Abständen vom belasteten Ende gezeigt ($0 d_s$, $2,5 d_s$ und $5 d_s$).

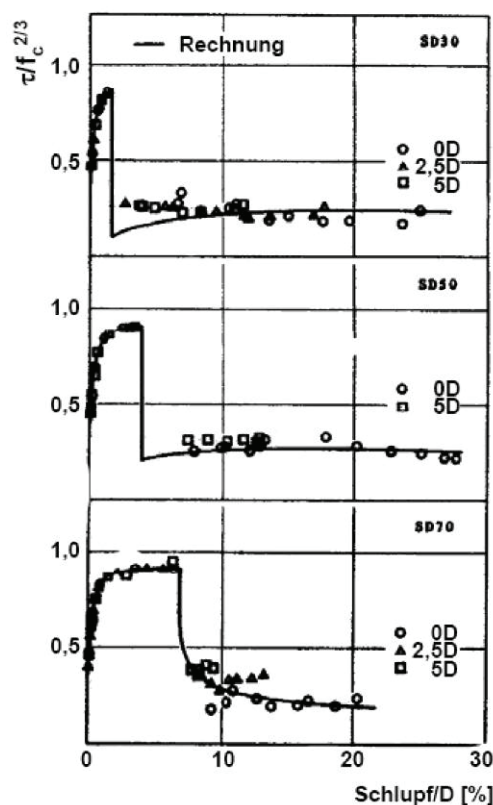


Bild 2-6: Berechnete und gemessene Verbundspannungs-Relativverschiebungskurven nach Shima et al. [154].

In den experimentellen Untersuchungen haben Shima et al. [154], [155] verschiedene Möglichkeiten der Abbildung des Verbundtragverhaltens mit Verbundlängen bis $50 d_s$ untersucht (d_s : nominaler Durchmesser des Stabes) um die Einwirkung der Dehnung auf die Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung zu ermitteln. Shima et al.

stellen mit der Gleichung (2.1) eine Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung vor, bei der die an einer bestimmten Stelle der Verbundstrecke auftretende Relativverschiebung und Stahldehnung nicht zugeordnet wird. In der Gleichung werden die beiden Werte (Relativverschiebung und Stahldehnung) als zwei Kenngrößen, die in verschiedenen Kombinationen entlang der Verbundlänge auftreten, dargestellt.

$$\tau = \frac{0,73 \cdot f_c}{1 + \varepsilon_s \cdot 10^5} \left[\ln \left(1 + 5000 \cdot \frac{s}{d} \right) \right]^3 \quad (2.1)$$

Desweiteren wurden die eingebetteten Längen verkürzt und variiert, so dass eine deutliche Relativverschiebung (Schlupf) am Freieinde mit einer Spannung $\tau = 0$ eingetreten ist. Weiterhin wurde in einem Teil der Serie die verbundfreie Länge am lastfreien Ende der Bewehrung variiert, um den Einfluss am Endbereich zu untersuchen.

2.2.1.3 Bemessungsansätze zur Kraftübertragung von Betonstahl

Eine Vielzahl von Modellen und Bemessungsansätzen wurden aufbauend auf den Ergebnissen der Ausziehversuche des einbetonierten Bewehrungsstahls in den letzten Jahrzehnten von verschiedenen Autoren vorgeschlagen. Weiterhin wurden aufbauend auf Ausziehversuchen (Pull-Out Versuche) eine Vielzahl von Ansätzen zur Beschreibung des lokalen Verbundverhaltens des Betonstahls definiert. Die Untersuchungen kommen übereinstimmend zu dem Ergebnis, dass der Versuchsaufbau und die Verbundlänge der Probekörper sowie die Herangehensweise zur Abbildung des Krafteinleitungsbereichs einen signifikanten Einfluss auf die gewonnenen Ergebnisse haben.

Zur vereinfachten Ermittlung der Verbundspannung wird i. d. R. in nahezu allen bekannten Bemessungsansätzen ein konstanter Wert der Verbundspannung über die gesamte Länge in dem Verbundgesetz angenommen. In der Literatur wird meist auf den Ansatz nach Model Code 90 [41] verwiesen (Bild 2-7). Wobei das Modell die Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehung von Betonstählen bis zum Versagen abbildet. Für kleine Verschiebungen ($s < s_1$) schlägt das Modell Code 90 ein Potenzansatz vor. In dem Bereich ($s_1 < s < s_2$) kann bei größeren Verschiebungen eine maximale Verbundspannung τ_{max} bis zum Erreichen von Sprenggrissen übertragen werden. Die aufnehmbare Verbundspannung fällt infolge einer Sprenggrissbildung dann für ($s > s_2$) stark ab.

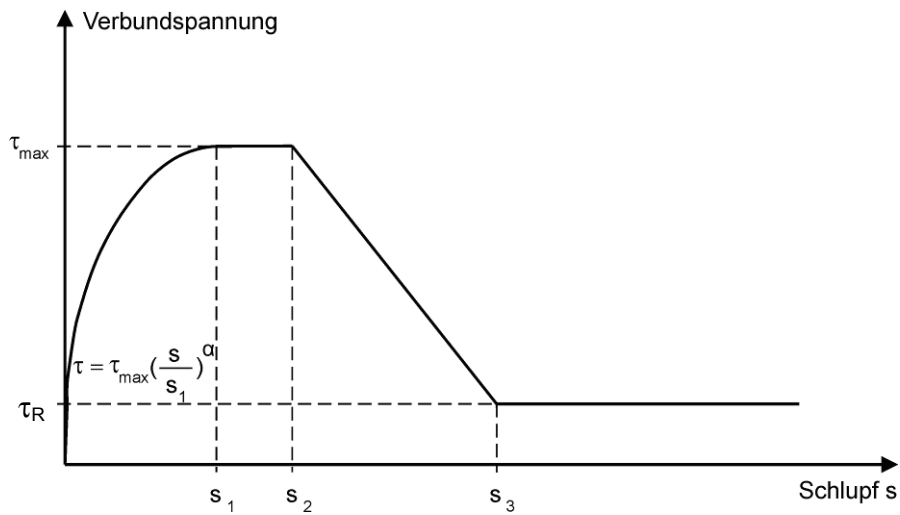


Bild 2-7: Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung nach Model Code 90 [41].

Das Verbundansatz nach dem Model Code 90 [41] (s. Bild 2-7) lässt sich mit folgender Gleichung (2.2) beschreiben:

$$\begin{aligned}
 0 \leq s \leq s_1 & \quad \tau = \tau_{\max} \cdot \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha \\
 s_1 < s \leq s_2 & \quad \tau = \tau_{\max} \\
 s_2 < s \leq s_3 & \quad \tau = \tau_{\max} - \frac{\tau_{\max} - \tau_R}{s_3 - s_2} \cdot (s - s_2) \\
 s > s_3 & \quad \tau = \tau_R
 \end{aligned}
 \tag{2.2}$$

Die Abbildung des ansteigenden Asts der τ - s -Beziehung entspricht dabei dem Verbundmodell nach Noakowski 1978 [130] und wird mit der Gleichung

$$\begin{aligned}
 (2.3) \text{ mit } N \equiv \alpha \text{ und } A \equiv \frac{\tau_{s,\max}}{s_{s1}^\alpha \cdot f_c} \text{ erfasst.} \\
 \tau = A \cdot f_c \cdot s^N
 \end{aligned}
 \tag{2.3}$$

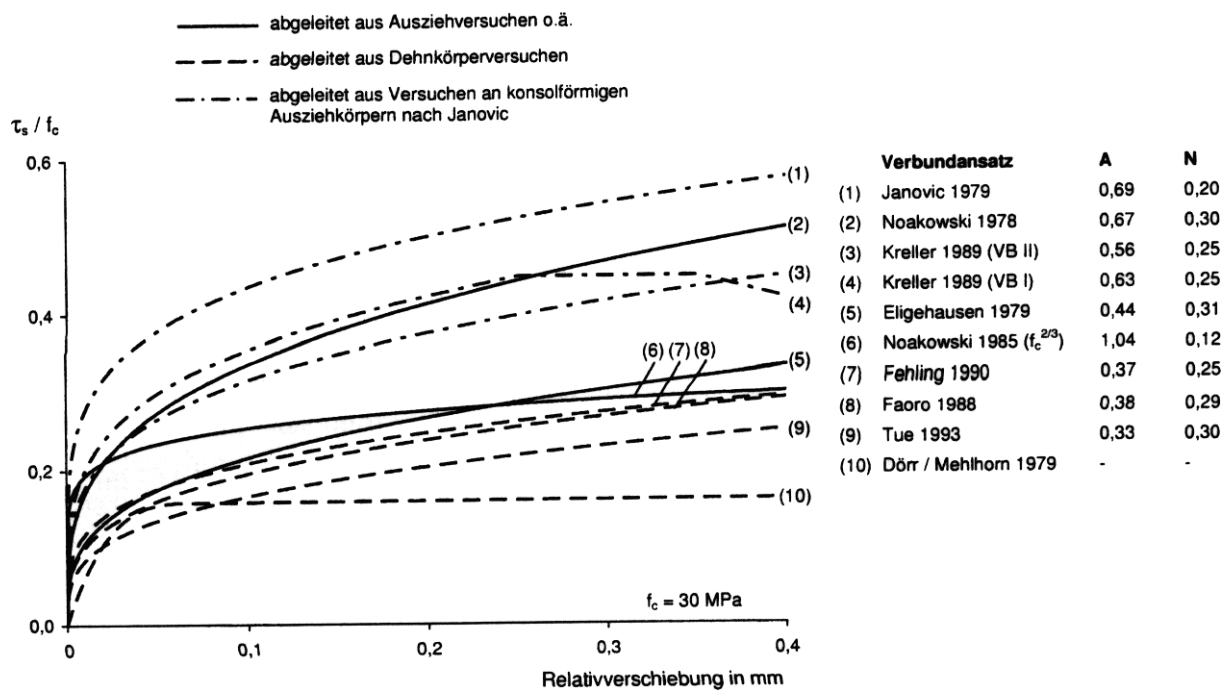


Bild 2-8: Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehungen nach verschiedenen Autoren (Bezug der Parameter A auf $f_c = 30 \text{ MPa}$), aus [183].

Die maßgebenden Parameter werden in Abhängigkeit von Betondruckfestigkeit (f_c), bezogener Betondeckung und Verbundbereich festgelegt. Trotz dieser vereinfachten Formulierung weichen die modellierten Umsetzungen des ansteigenden Asts der Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung stark voneinander ab. Zehetmaier [183] veranschaulicht die Differenz zwischen den unterschiedlichen Ansätzen verschiedener Modelle aus der Fachliteratur für eine Betonfestigkeit f_c von 30 MPa in Bild 2-8.

Von Tepfers [164], [165] wurde ein Druckkegel-Zugring-Modell zur Beschreibung des Tragverhaltens und der bei der Kraftübertragung auftretenden Spannungen in der Verbundzone der gerippten Bewehrungsstäbe vorgeschlagen. Im Stabwerkmodell werden sowohl Radialspannung σ_r als auch Ringspannungen σ_t erzeugt. Bei einer Überschreitung der Betonfestigkeit treten Radialrisse und ein Spaltversagen der Betondeckung auf. Diese sind besonders bei geringer Betondeckung bemerkbar.

Der Stahl stützt sich dabei über die Rippen und die in einem bestimmten Winkel α gebildeten Druckstreben gegen einen Zugring in der Betondeckung um die Stabachse ab. Tepfers [165] gibt den tangentialen (Ring-) Zugspannungen einen großen Anteil an der Verbundtragfähigkeit. Bei geringer Belastung nach der großflächigen Überwindung der Haftreibung zwischen Stahl und Beton, sowie durch Raumforderung der Rippen infolge des höheren Drucks auf die Betonkonsolen zwischen den Stahlrippen

entstehen kleine radiale Risse, deren Risswachstum jedoch erst im Grenzzustand der Verbundtragfähigkeit instabil wächst.

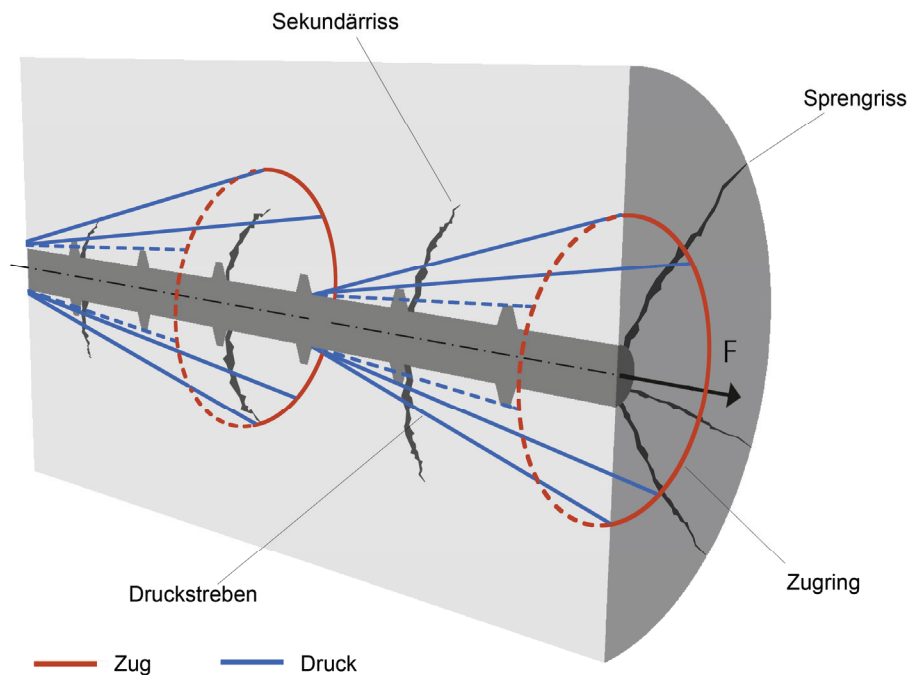


Bild 2-9: Schematische Darstellung des Zugring-Modells nach Tepfers [165].

2.2.1.4 Auswirkung des zeitabhängigen Verbundverhaltens

Janovič [97] führte Langzeit-Ausziehversuche an konsolartigen Betonkörpern durch, wies die Nichtlinearität des so genannten Verbundkriechens nach und zog die Schlussfolgerung, dass die Verbundspannungen im Langzeitverhalten höchstens 85 % der statischen Verbundfestigkeit betragen.

Aus den Ergebnissen von Dauerstand-Ausziehversuchen formulierte Rohling [148] ein Werkstoffgesetz für Stahlbeton, das auch die Auswirkung des Verbundkriechens auf die Verbundspannung und die Verschiebung erfasst. Die Versuche belegen, dass das Verbundkriechen von der bezogenen Rippenfläche und der Betondeckung abhängig ist. Nach Rohling ist die Kriechfunktion unabhängig von der Größe der Beanspruchung, wenn diese kleiner als 50 % der maximal aufnehmbaren Verbundspannung ist (lineares Kriechen).

Franke [70] schlug zur Modellierung der Auswirkung des zeitabhängigen Verbundverhaltens ein Isochronenverfahren (Bild 2-10) vor. Unabhängig von der Anfangsverschiebung lässt sich die zeitabhängige Zunahme der Relativverschiebungen bei zeitlich unveränderten Verbundspannungen anhand von Dauerstand-Ausziehversuchen durch eine Kriechfunktion beschreiben. Seine Untersuchungsergebnisse wurden zur Erfassung des Verbundkriechens im CEB-FIP Model Code 90 [41] übernommen.

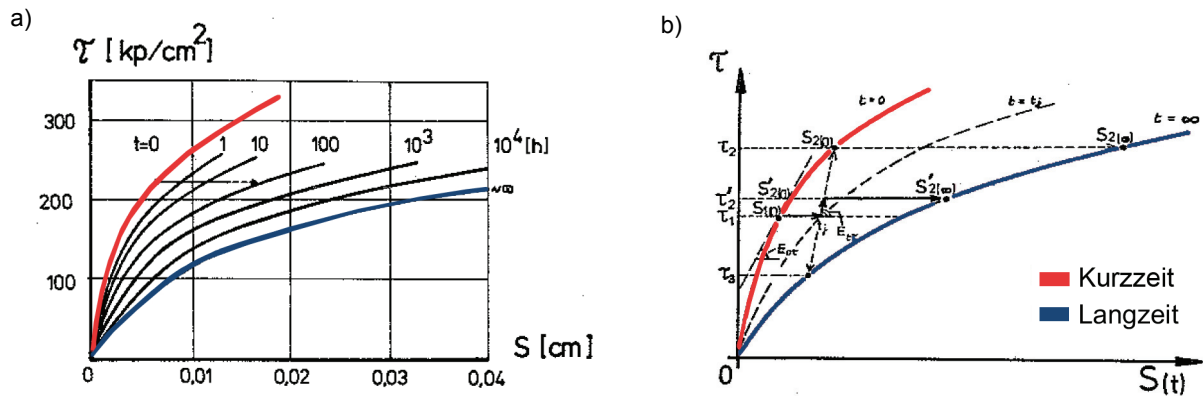


Bild 2-10: a) Beispiel eines Verbundgesetzes für Stahlbeton mit den dazugehörigen isochronen Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Linien und b) schematische Darstellung der Verschiebungen bei Verbundspannungsänderungen für ein nichtlineares Verbundgesetz, aus [70].

In weiteren Untersuchungen von Sippel [158], [159], [160] wurde eine Rechenbeziehung zur Beschreibung der zeitlichen Abnahme der Verbundspannung von einbetonierten Bewehrungsstäben formuliert. Dabei kann für eine vereinfachte Betrachtung des Langzeitverhaltens das Verbundkriechen durch die zeitliche Abnahme der Betonzugfestigkeit ausgedrückt werden. Die von Sippel [158] vorgeschlagenen Rechenbeziehungen gelten allerdings nur für den ansteigenden Ast der Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung (s. Bild 2-11, a). Zur Berücksichtigung des abfallenden Asts wurde ein Ansatz auf Basis der isochronen Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung vorgeschlagen (s. Bild 2-11, b).

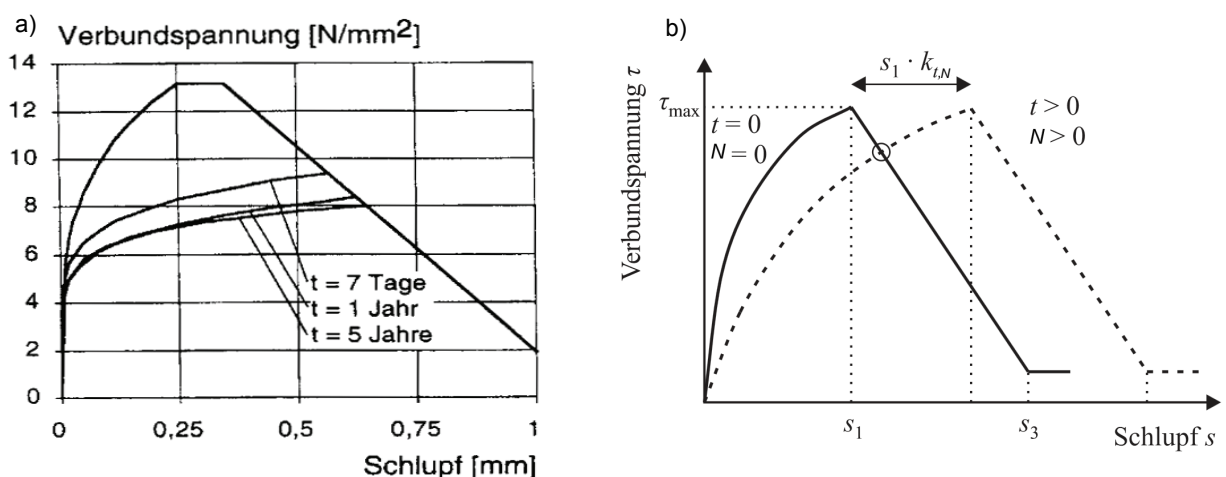


Bild 2-11: a) Anwendung des Kriechansatzes auf die Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung bei Langzeitbeanspruchung, b) Isochrone Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung bei Langzeitbeanspruchung und nicht ruhender Belastung, nach Sippel [158].

2.2.2 Verbundverhalten von Spannstahl mit sofortigem Verbund

Das Verbundverhalten von Spannstahl mit sofortigem Verbund wird wie beim Betonstahl durch die Anteile Haftverbund, Scherverbund und Reibungsverbund bestimmt. Auch hier bezeichnet der Begriff Haftverbund die physikalische Bindung zwischen Beton und Spannstahl anhand der Adhäsions- und Kapillarkräfte bei der Erhärtung des Zementleims. Der Reibungsverbund tritt beim Vorliegen einer Drucknormalspannung in der Gleitfläche auf und wird durch Oberflächenrauheit und Unebenheiten in der Stahloberfläche beeinflusst. Der Scherverbund ist auf die mechanische Verzahnung zwischen der profilierten oder gerippten Stahloberfläche und dem Beton zurückzuführen. Während bei geripptem Spanndraht wie bei Betonstahl der Scherverbund entscheidend für die Verbundfestigkeit ist, muss man bei Litzen, die eine glatte Oberfläche besitzen, zwischen den Verbundmechanismen im Bereich der Spannkrafteinleitung und der gerissenen Zugzone unterscheiden. Eine Verzahnung der Litzen mit dem Beton (Scherverbund) tritt hauptsächlich im Bereich der gerissenen Zugzone auf. Der Reibungsverbund infolge Querpressung (Hoyer-Effekt) wird vor allem bei der Spannkrafteinleitung maßgebend [88]. Der Hoyer-Effekt ist die Keilwirkung, die bei der Spannkrafteinleitung durch das Verkürzen der Litzen und die damit verbundene Querdehnung entsteht. Er bestimmt die Verbundfestigkeit von Spannstahl in der Übertragungslänge und ist in hochfestem Beton ausgeprägter als in normalfestem Beton.

Um die Verbundfestigkeit quantitativ zu beschreiben, kann nach bisherigen Untersuchungen [84], [85], [11] entsprechend ihrer physikalischen Ursache von drei Anteilen ausgegangen werden:

- der Grundwert der Verbundfestigkeit beschreibt die Adhäsion infolge von Oberflächenrauheit;
- der spannungsabhängige Anteil erfasst den Hoyer-Effekt, der durch die zusätzliche Reibung infolge der Querpressung zwischen Stahl und Beton verursacht wird;
- der schlupfabhängige Reibungsanteil entsteht auf Grund der leicht unregelmäßigen Litzen-Geometrie, wenn der Spannstahl dem Wendelkanal bei der Relativverschiebung nicht ungehindert folgen kann.

Aus diesen Traganteilen ergibt sich ein veränderlicher Verlauf der Verbundspannungen infolge von Spannkrafteinleitung entlang der Übertragungslänge. In Bild 2-12 ist schematisch der daraus resultierende Verlauf der Kraftübertragung vom Spannstahl auf Beton dargestellt. Dabei wird die Kraftübertragung zum besseren Verständnis den Querpressungen und der Schlupfentwicklung gegenübergestellt.

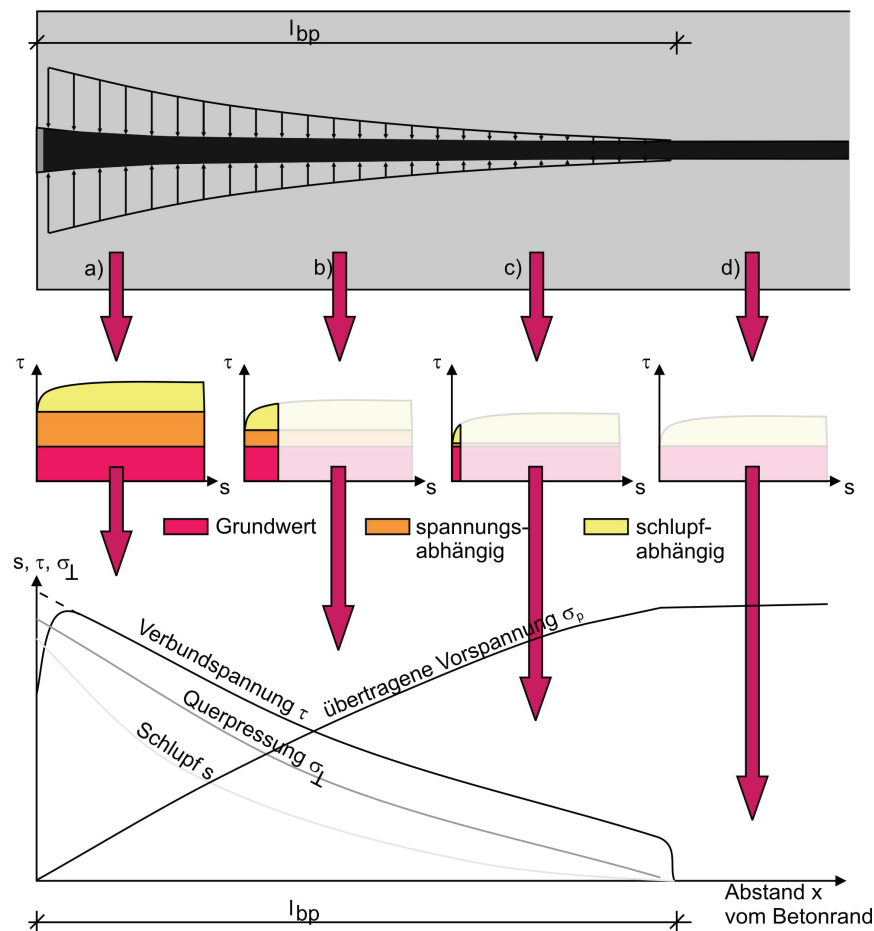


Bild 2-12: Verbundspannung entlang der Übertragungslänge sowie dazugehörige Schlupf- und Querpressungsverläufe, aus [85].

Die Verbundspannungen nehmen mit zunehmendem Abstand vom Bauteilende ab und die übertragene Kraft bestimmt die Verbundspannung entlang der Übertragungslänge. Die Übertragungslänge ist die Länge, über die die Spannkraft eines Spanngliedes im sofortigen Verbund vollständig auf den Beton übertragen wird. Sowohl Schlupf als auch Querpressungen sind auf den Spannungsunterschied zwischen Stahl und Beton zurückzuführen.

Entsprechend dem erläuterten Verbundtragverhalten unterscheidet den Uijl [45], [46] die folgenden vier Anteile in der Verbundspannung von Spannstahl mit sofortigem Verbund unter statischen Belastungen:

- die Adhäsion,
- den Hoyer-Effekt,
- den „lack of fit“ (Reibungsverbund infolge der leicht unregelmäßigen Geometrie der Litzen, wenn die Spannstahlfolgung des Wendelkanals bei Schlupf-Entstehung erzeugt wird),
- die Auswirkungen der Verdrehung der Litze (Pitch Effekt).

Darauf aufbauend hat Nitsch [129] anhand von systematischen Pull-Out Versuchen ein Verbundgesetz für Litzen mit sofortigem Verbund unter vorwiegend ruhender Belastung abgeleitet, das eine Abhängigkeit von der Betonfestigkeit berücksichtigt und die spannungsabhängigen Anteile aus Hoyer- und Pitch-Effekt zu einem spannungsabhän-

gigen Anteil zusammenfasst. Der dritte schlupfabhängige Anteil wird über Exponentialfunktionen aus der Betonfestigkeit und dem Schlupf bestimmt. Dieser Ansatz für die Verbundspannung τ_{bp} ergibt den in Bild 2-12 dargestellten Verlauf.

$$\tau_{bp} = \underbrace{0,039 \cdot f_c}_{\text{Grundwert}} + \underbrace{0,7 \cdot 10^{-4} \cdot f_c \cdot \sigma_p(x)}_{\text{spannungsabhängig}} + \underbrace{0,0057 \cdot f_c^{1,7} \cdot s(x)^{0,08}}_{\text{schlupfabhängig}} \quad (2.4)$$

Mit f_c Würfeldruckfestigkeit des Betons zum Zeitpunkt der Spannkrafteinleitung
 σ_p Vorspannung

Experimentelle und theoretische Untersuchungen [37], [94], [95] bestätigen die Abhängigkeit der Verbundspannung bei sofortigem Verbund von der Betondeckung und den Litzenabständen. Bei einer nicht ausreichenden Betondeckung oder zu geringen Abständen der Litzen untereinander können die Zugringspannungen, die aus der Querdehnung der Litzen (Hoyer-Effekt) beim Ablassen der Vorspannung entstehen, nicht aufgenommen werden und führen zu Längsrissen in der Übertragungslänge.

Unter lang andauernder und wiederholter Belastung ist eine Abnahme der Verbundwirkung der Spannstähle mit sofortigem Verbund zu erwarten [11]. Neben äußeren Belastungen beeinflussen auch die zeitabhängigen Verformungen des Betons das Verbundverhalten. Durch die Abnahme der Verbundsteifigkeit wird die zur Übertragung der Vorspannkraft erforderliche Länge größer [11].

2.3 Verbundverhalten von eingeklebten, stab-/stift-/faserförmigen Verbindungsmitteln

Die Verstärkung von Holzquerschnitten mit eingeklebten Bewehrungsstäben und eingeklebten Gewindestangen wird seit über 30 Jahren durchgeführt. Dies geschieht in Analogie zum Stahlbeton, mit dem Ziel, eine größere Tragfähigkeit der Holzquerschnitte zu erreichen [1], [149].

Zahlreiche theoretische und experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten, der Lasteinleitung und dem Verbundverhalten von eingeklebten Bewehrungsstäben und eingeklebten Gewindestangen wurden in den letzten Jahrzehnten durchgeführt. Dabei wurden unterschiedliche Verbundtragwirkungen zwischen den Stäben und dem Holz analysiert. Die Untersuchungen haben sich nicht nur auf den mechanischen Reibungsverbund und Klebeverbund beschränkt, sondern darüber hinaus Lösungen vorgeschlagen, in denen durch die Verzahnung der Gewindestangen und des Holzes mittels einer Reduzierung der Bohrlochdurchmesser der Stäbe die verschiedenen Verbundarten aktiviert werden konnten.

Darüber hinaus wurden in den letzten Jahren faserverstärkte Kunststoffe als Verstärkungsmittel im Holzbau eingesetzt. Hierbei variieren die Einsatzgebiete der neuen Stoffe zwischen den Biegezugverstärkungen, der Verstärkung von konventionellen Anschlüssen und der Verwendung als Verbindungsmittel in biegesteifen Stößen. Allerdings hat sich der faserverstärkte Kunststoff in der Praxis noch nicht durchgesetzt, was einerseits durch die hohen Preise der Materialien und andererseits durch die hohe Steifigkeit der Stäbe zu begründen ist. Letztere stellt erhebliche Anforderungen an den Verbund in der Verbundfuge, um eine ausreichende Kraftübertragung zu ermöglichen.

Im folgenden Abschnitt dieses Kapitels wird der Stand der Technik zum Verbundverhalten von eingeklebten stab- bzw. stiftförmigen Verbindungsmitteln im Holz zusammengefasst. Hierbei dient die angewandte Untersuchungsmethodik dieses Verbundverhaltens als Anhaltspunkt für die festzulegende Untersuchungsmethodik des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben im Holz.

2.3.1 Wirkungsweise des Verbunds

Bei der Verstärkung mit eingeklebten stiftförmigen Verbindungsmitteln erfolgt die Kraftübertragung zwischen Holz und Stäben durch die Klebefuge, wobei der größte Anteil der Kraftübertragung durch den Haftverbund stattfindet. Der Haftverbund ist auf die Adhäsions- und Kapillarkräfte, die bei der Erhärtung des Klebstoffes entstehen, zurückzuführen. Allerdings beeinflusst die Beschaffenheit der Kontaktflächen der Verbundfuge die Kraftübertragungsmechanismen. So entstehen Scheranteile und Reibkomponenten, die von dem Lochdurchmesser und dem hierbei entstehenden Querdruck sowie der Oberflächenausbildung der Stäbe abhängig sind.

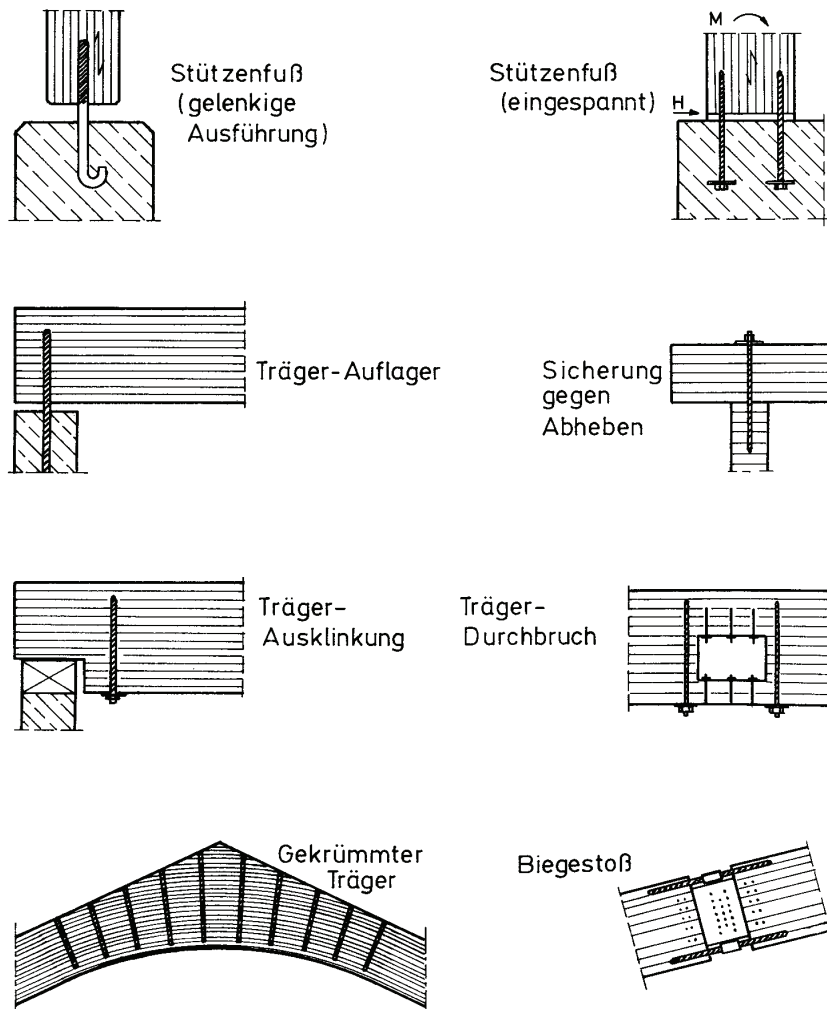


Bild 2-13: Beispiele für Anwendungen eingeklebter Gewindestangen nach Möhler und Hemmer [119].

Durch kleinste Differentialverschiebungen wird der Haftverbund zerstört. Hierbei ist das Verbundverhalten durch sein rapide abfallendes Tragverhalten im plastischen Bereich gekennzeichnet. Allerdings wird durch die differentiale Verschiebung ein mechanischer Verbundanteil auf Grund der mechanischen Verzahnung von Holz- und Staboberfläche aktiviert.

Hierbei sind es neben den mechanischen Eigenschaften der Harze vor allem die Materialeigenschaften und die Oberflächenausbildung der verbundenen Materialien, die das Trag- und Bruchverhalten beeinflussen.

Die Beschreibung des Verbundverhaltens erfolgt auch hier anhand experimenteller Untersuchungen, wobei sowohl die maximale Verbundfestigkeit als auch die differentiale Verschiebung gemessen wurden. Darauf aufbauend wurden auch unterschiedliche Bemessungsansätze entwickelt. Einen Überblick über die wichtigsten Untersuchungen und Bemessungsansätze enthält der folgende Abschnitt.

2.3.2 Bemessungsansätze zur Kraftübertragung von eingeklebten stiftförmigen Verbindungsmitteln

Möhler et al. [117] haben Untersuchungen zum Verbund von in Holz eingeklebten Gewindestangen am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen der Universität Karlsruhe durchgeführt. Der Durchmesser der Gewindestangen (d_g) variierte dabei zwischen 12 mm und 18 mm. Die Stangen wurden in Brettschichtholz, parallel und senkrecht zur Faserrichtung des Holzes eingeklebt. Dabei wurden kurze Verbundlängen zwischen $6 d_g$ und $8 d_g$ untersucht. Die Klebefuge hatte eine Dicke von 1 mm (s. Bild 2-14).

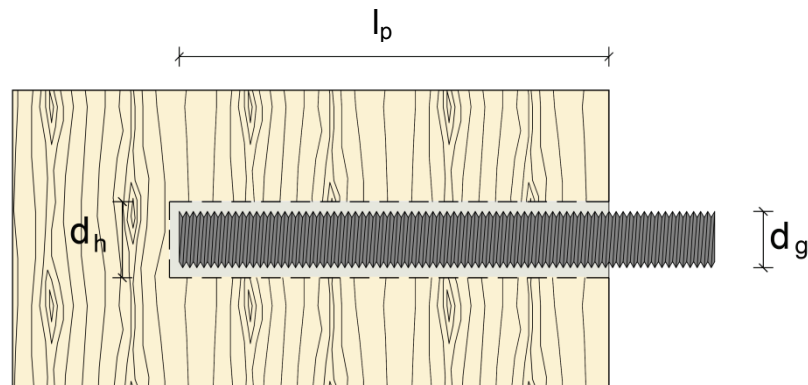


Bild 2-14: Eingeklebte Gewindestange mit Nenndurchmesser d_g , Lochdurchmesser d_h und Einklebelänge l_p .

Dabei wurde eine mittlere Verbundfestigkeit im Bereich von $6,9 \text{ N/mm}^2$ bis $8,7 \text{ N/mm}^2$ gemessen. Weiterhin wurde eine weitgehende Unabhängigkeit der Festigkeitswerte gegenüber unterschiedlichen Klimabeanspruchungen festgestellt.

Folgende Bemessungsregeln wurden für Verbundlängen $l_p \leq 20 d_g$ abgeleitet [119], [120]:

- Faserparallele Zug- und Druckbelastungen:

$$\text{zul } F = \pi \cdot d_g \cdot l_p \cdot \frac{f_{v,m}}{\gamma} \quad (2.5)$$

- Senkrecht zur Faser für Druckbelastungen:

$$\text{zul } F = \pi \cdot d_g \cdot l_p \cdot \frac{f_{v,m}}{\gamma} \quad (2.6)$$

- Senkrecht zur Faser für Zugbelastungen:

$$\text{zul } F = 0,5 \cdot \pi \cdot d_g \cdot l_p \cdot \frac{f_{v,m}}{\gamma} \quad (2.7)$$

mit $f_{v,m}$ die mittlere Verbundfestigkeit:

$$f_{v,m} = \begin{cases} 5,0 \text{ N/mm}^2 & \text{für } d_g \leq 24 \text{ mm} \\ 3,2 \text{ N/mm}^2 & \text{für } d_g = 30 \text{ mm} \end{cases} \quad (2.8)$$

Allerdings wurden die Formeln aus den Versuchen abgeleitet, weshalb die Verwendung der Formel mit den dabei aufgetretenen Randbedingungen und Abstände verbunden ist.

An der RWTH Aachen hat Moers [121] in experimentellen Untersuchungen mittels eines ungesättigten Polyesterharzes Gewindestäbe mit einem Durchmesser d_g von 20 mm stirnseitig in Bohrlöcher des gleichen Durchmessers eingeklebt.

Dabei hat er unter Einbeziehung eines Sicherheitsbeiwertes von $\gamma = 2,75$ folgende Bemessungsregel abgeleitet:

$$zul F = \pi \cdot d_g \cdot l_g \cdot \frac{f_{v,m}}{\gamma} \quad (2.9)$$

mit

$$f_{v,m} = 8,4 \text{ N/mm}^2 \quad (2.10)$$

Moers stellte weiterhin fest [121], dass die Schwindrisse die durch den Verbund abzuleitenden Kräfte nicht beeinflussen, solange diese einen Abstand zur Bohrung von mehr als 1 cm haben und dadurch die lokalen Verbundkräfte nicht beeinflussen.

Systematische Untersuchungen zum Verbundverhalten von Holz und Gewindestangen aus Stahl wurden von Gerold [74] durchgeführt. Dabei wurde die Tragfähigkeit in Abhängigkeit zu den wichtigsten Einflussparametern wie Rohdichte, bezogene Haftlänge, Stangendurchmesser und Winkel zwischen Holzfaser- und Stangenlängsrichtung untersucht und quantifiziert, sowie auf Grundlage der Ergebnisse ein Bemessungsvorschlag [74] erstellt.

In den Untersuchungen wurden Polykondensationskleber sowie kalthärtende Polyurethan- und Epoxidharz-Systeme für die in Schafrichtung beanspruchten Gewindestangen verwendet. Dabei wurden Auswertungen der Versuchsergebnisse infolge äußerer Lasteinleitung und wechselnden klimatischen Bedingungen durchgeführt und die Einflussparameter Rohdichte, bezogene Haftlänge, Stangendurchmesser sowie Winkel zwischen Holzfaser- und Stangenlängsrichtung erforscht. Ziel dabei war es, eine Quantifizierung und einen Bemessungsvorschlag zu entwickeln und außerdem Aussagen zur richtigen Wahl von Gewindetyp und Kleber je nach Anwendungsgebiet treffen zu können.

In Bild 2-15 ist die Haftspannungsverteilung unterhalb der Bruchlast in der Klebefuge für ein linear-elastisches Verhalten der Materialien von Gerold [74], aufbauend auf der Theorie nach Volkersen [177], [178], [179], dargestellt. Dabei wird zwischen der Verbindung von Bauteilen gleicher und unterschiedlicher Dehnsteifigkeit EA unterschieden.

Die Verbindung von Bauteilen gleicher Dehnsteifigkeit verursacht gleich große Spannungsspitzen an beiden Querschnittsenden, wohingegen bei der Verbindung von Bauteilen unterschiedlicher Dehnsteifigkeit das Verhalten durch einen asymmetrischen Schubspannungsverlauf gekennzeichnet ist.

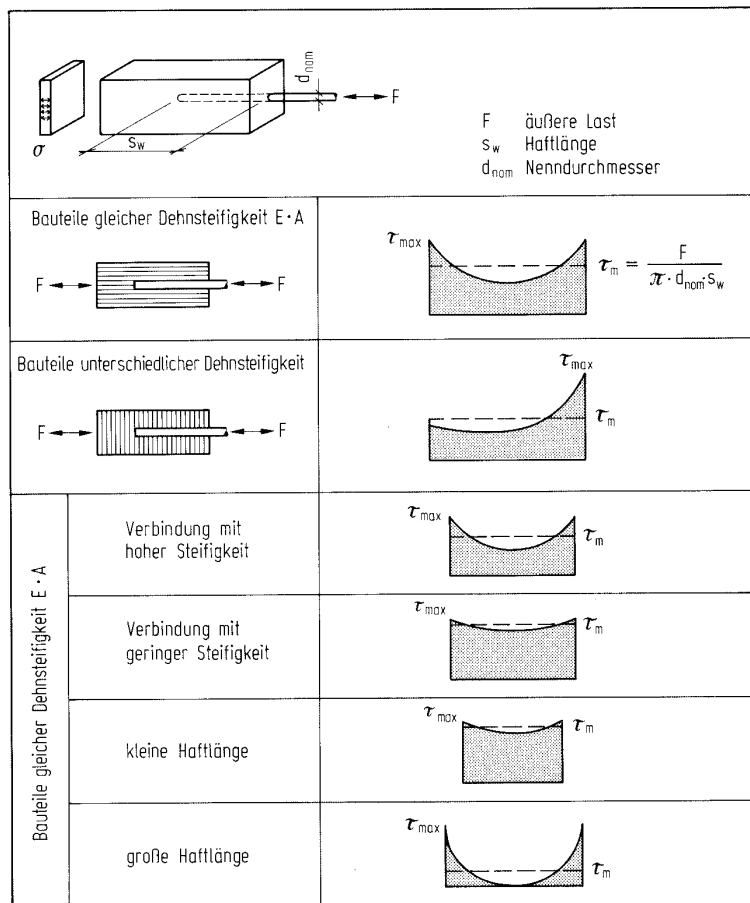


Bild 2-15: Haftspannungsverteilung unterhalb der Bruchlast in der Klebefuge für linear-elastisches Verhalten nach [121].

Durch das spröde Verhalten des Klebers in der Klebefuge ist ein ähnliches Verbundverhalten mit den klassischen bilinearen Ansätzen der Verbundspannung, die in Bezug auf die Kraftübertragung bei eingeklebten Baustoffen bekannt sind (siehe z. B. [139], [87]) zu erwarten. Weiterhin verursacht das spröde Verhalten des Epoxidharzes im plastischen Bereich einen zügigen Abfall der Verbundspannung nach Erreichen der maximalen Verbundtragfähigkeit der Klebefuge.

Der Verlauf der Kraft-Differentialverschiebung am Krafteinleitungspunkt ist im Bild 2-16 für einen Durchmesser der eingeklebten Gewindestange von 26,5 mm nach Gerold [74] dargestellt.

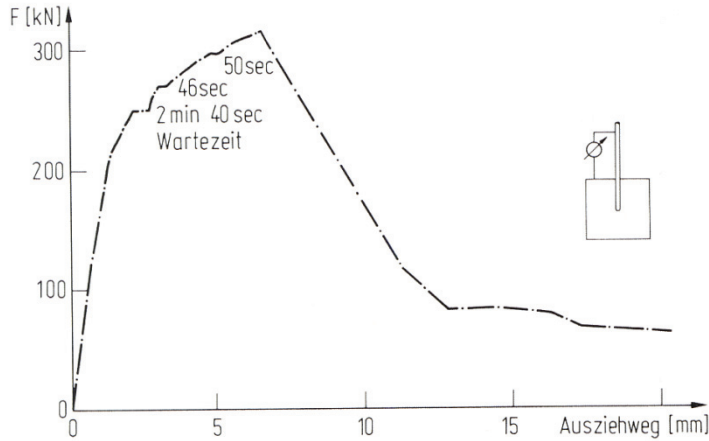


Bild 2-16: Kraft-Ausziehweg für den epoxidharzverklebten Spannstahl Ø 26,5 mm nach Gerold [74].

Die Ausziehversuche von Gerold [74] haben gezeigt, dass eine Plastizierung der Klebefuge stattgefunden hat. Dabei ist ein lineares Tragverhalten im elastischen Bereich zu beobachten. Im weiteren Verlauf nehmen die Verformungen überproportional zu, da trotz des sukzessiven spröden Versagens des Haftverbundes weiterhin eine Kraftübertragung durch die Zunahme des Reibungsverbundes stattfindet.

Einen Bemessungsvorschlag sowohl für Längs- als auch für Querbewehrung der Stäbe wurde von Riberholt [145] anhand von Ausziehversuchen an der Technical University of Denmark in Lyngby an eingeklebte Gewindestäbe bearbeitet. Die experimentellen Untersuchungen wurden an Voll- und Brettschichtholzprobekörpern durchgeführt, die mittels Epoxidharz-, Polyurethan- oder Resorcinharzklebstoffen mit einer Klebefugendicke t_g von 1 mm eingeklebt wurden. Dabei wurden Gewindestäbe mit einem Durchmesser von 12 mm bis 24 mm verwendet. Die Verbundlängen variierten im Bereich zwischen 160 mm bis 320 mm. Außerdem wurde die Abnahme der Verbundtragfähigkeit in Abhängigkeit zu den Abständen zwischen den Stäben und dem Rand untersucht.

Unter Einhaltung einer Verbundlänge von $l_g \geq d_g^2$ unterscheidet der Bemessungsansatz nach Riberholt zwischen kurzer und langer Verankerung l_g .

$$F_{u,k(m)} = \begin{cases} f_{ws,k(m)} \cdot d \cdot \rho_{rel} \cdot \sqrt{l_g} & \text{für } l_g \geq 200 \text{ mm} \\ f_{wl,k(m)} \cdot d \cdot \rho_{rel} \cdot l_g & \text{für } l_g < 200 \text{ mm} \end{cases} \quad [\text{N}] \quad (2.11)$$

mit $d = \max\{d_h; d_{st}\} \quad [\text{mm}] \quad (2.12)$

$$\rho_{rel} = \rho_w / 1000 \text{ kg} / \text{m}^3 \quad [-] \quad (2.13)$$

Die Festigkeitsparameter betragen für Epoxidharzklebstoff:

$$f_{ws,k} = 520 \text{ N} / \sqrt{\text{mm}^3} \text{ und } f_{wl,k} = 36,8 \text{ N} / \text{mm}^2 \quad (2.14)$$

Für Polyurethanklebstoff:

$$f_{ws,k} = 650 \text{ N} / \sqrt{\text{mm}^3} \text{ und } f_{wl,k} = 46,0 \text{ N} / \text{mm}^2 \quad (2.15)$$

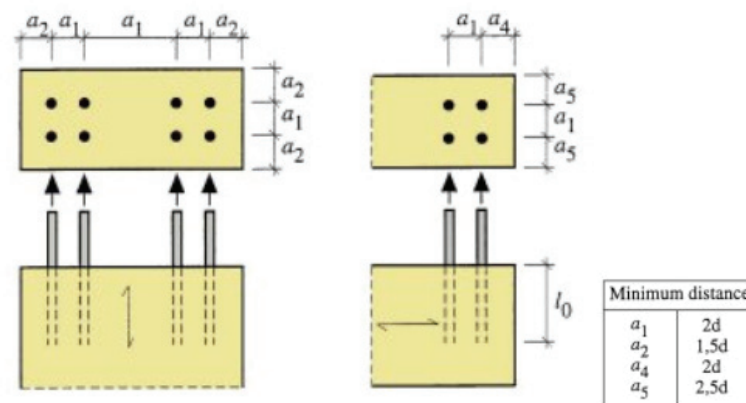


Bild 2-17: Mindestabstände von axial beanspruchten Stäben, aus [100].

Die Modelle wurden anhand empirischer Untersuchungen ohne zusätzliche theoretische Basis hergeleitet. Dabei wird eine Holzfeuchte von $u \leq 15 \%$ vorausgesetzt.

Aufbauend darauf hat Johansson [100] den gemachten Bemessungsvorschlag für die Belastungen in und senkrecht zur Stabachse um die Mindestabstände untereinander und zum Holzrand ergänzt. Dabei sind die Werte kleiner als diejenigen, die von Möhler und Hemmer [119] vorgeschlagen wurden.

Kangas [101], [102], [103] hat am Technical Research Center in Finnland Untersuchungen zum Verbundverhalten von Betonrippenstäben, die in Brettschichtholz eingeklebt wurden, durchgeführt. In den Untersuchungen wurden Betonrippenstäbe mit einem Durchmesser von 20 mm in Bohrlöcher eines Durchmessers von 25 mm und einer Verbundlänge l_p zwischen 300 bis 340 mm eingeklebt und anschließend sowohl auf Zug als auch auf Druck bis zum Bruch belastet.

Für eine durch Einkleben von Betonrippenstäben in Brettschichtholz unter einem Winkel $\alpha \geq 15^\circ$ zur Faserrichtung des Holzes maximal auf Druck und Zug belastete Probe macht Kangas folgenden Bemessungsvorschlag [102], [103]:

$$F_{u,d} = \pi \cdot d_h \cdot l_{g,ef} \cdot f_{v,k} / \gamma_M \quad [\text{N}] \quad (2.16)$$

wobei

$$f_{v,k} = 6,5 \cdot (1 - l_{ef} / (100 \cdot d_{st})) \cdot \rho_k / 440 \quad [\text{N/mm}^2] \quad (2.17)$$

$$d_h \leq 1,25 \cdot d_g \quad [\text{mm}] \quad (2.18)$$

$$l_{g,ef} = l_g - 1,5 \cdot d_g \quad [\text{mm}] \quad (2.19)$$

Der Teilsicherheitsbeiwert wurde hierbei mit $\gamma_M = 1,3$ angenommen. Dabei kann durch den Einsatz der effektiven Verbundlänge nach der Gleichung (2.19) die maximale Kraft in der Gleichung (2.16) bestimmt werden.

Experimentelle Untersuchungen an Probekörpern mit Gewindestangen (M20), Schlüsselschrauben ($d_g = 20 \text{ mm}$) und Spannstählen ($d_g = 26 \text{ mm}$) wurden von Blaß et al. [23] durchgeführt. Dabei kamen als Klebstoffe Resorcin-, Polyurethan- und Epoxidharz-Systeme zum Einsatz. Die Versuche wurden an Probekörpern aus Brett-schichtholz mit einer mittleren Rohdichte von 450 kg/m^3 ($\rho_k = 380 \text{ kg/m}^3$) und Querschnittsabmessungen von $120 \text{ mm} / 120 \text{ mm}$ durchgeführt. Die Stäbe wurden senkrecht zur Faserrichtung eingeklebt. Es wurden keine zusätzlichen Maßnahmen (Sandstrahlen, Entfetten) angewendet.

Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen und dem Bemessungsvorschlag von Riberholt [145] wurde folgender Vorschlag für die Bemessung vorgestellt [23]:

$$F_{u,k(m)} = \begin{cases} f_{ws,k(m)} \cdot d_{st} \cdot \rho_k \cdot \sqrt{l_g} & \text{für } l_g \geq 250 \text{ mm} \\ f_{wl,k(m)} \cdot d_{st} \cdot \rho_k \cdot l_g & \text{für } l_g < 250 \text{ mm} \end{cases} \quad (2.20)$$

Dabei gilt für alle Klebstoffarten

$$f_{ws,k} = 0,520 \text{ N} / \sqrt{\text{mm}^3} \quad \text{und} \quad f_{wl,k} = 0,033 \text{ N} / \text{mm}^2 \quad (2.21)$$

In der Gleichung wurden die Festigkeitsparameter f_{ws} für Epoxidharzklebstoff von Riberholt [145] übernommen. Hierbei ist ρ_k die charakteristische Dichte in der Gleichung und nicht die relative Dichte wie bei Riberholt. Allerdings lässt sich der Festigkeitsparameter analog zu Riberholt [145] berechnen: $f_{wl} = f_{ws} / \sqrt{250 \text{ mm}}$

Weitere Untersuchungen [24], [25], [26] haben einen Abfall der Verbundfestigkeit nach Unterschreiten eines Mindestrand- und/oder eines Mindestabstandes festgestellt.

Genauere Untersuchungen zur Verbundsteifigkeit und Lasteinleitung von zug- und druckbelasteten eingeklebten Gewindestangen mit großen Einbindelängen führte Lippert [114] im Rahmen seiner Dissertation zur Fügung von Rahmenecken durch. Die Lastausbreitung von den Gewindestangen ins Holz wurde für unterschiedliche Winkel zur Holzfaserrichtung durch Messung der Holzdehnungen an zwölf dünnen Probekörpern ermittelt. Es zeigte sich eine deutliche Abhängigkeit zwischen dem Lastausbreitungswinkel im Holz und der Neigung zwischen Gewindestange und Holzfaserrichtung mit unterschiedlichen Verteilungen der Verbundspannungen über die Länge der Gewindestangen.

Neben einem Berechnungsvorschlag zur Lastausbreitung bei Verwendung eingeklebter Gewindestangen, wurde im Rahmen dieser Untersuchungen für die eingeklebten Gewindestangen ein mechanisches Modell zur Ermittlung des Tragverhaltens eines neuen Rahmeneckentyps mit eingeklebten Gewindestangen entwickelt.

Der Vorschlag zur Berechnung der Lastausbreitung wurde auf Grundlage der Spannungen am Gewindestangenende erstellt.

$$\phi = \phi_{0,c/t} \cdot k_{\alpha}(\alpha) \cdot k_{\rho}(\rho) \cdot k_u(u) \quad (2.22)$$

mit: $\phi_{0,t} = 5^{\circ}$, Basiswinkel der Lastausbreitung bei Zugbeanspruchung (keine Normalkraftübertragung am Stangenende)

$\phi_{0,c} = 7,5^{\circ}$, Basiswinkel der Lastausbreitung bei Druckbeanspruchung (Normalkraftübertragung am Stangenende)

$k_{\alpha}(\alpha)$ Faktor zur Berücksichtigung des Winkels zwischen Gewindestange und Faserrichtung

$$= 1,25 + 0,25 \cdot \sin(2 \cdot \alpha - 90^{\circ}), \text{ dabei } \alpha \text{ ist Kraft-Faserwinkel in } [^{\circ}] \quad (2.23)$$

$k_{\rho}(\rho)$ Faktor zur Berücksichtigung der Holzrohddichte

$$= 0,0007 \cdot \rho + 0,7, \text{ dabei ist } \rho \text{ in kg/m}^3 \text{ bei } u = 12 \% \quad (2.24)$$

$k_u(u)$ Faktor zur Berücksichtigung der Holzfeuchtigkeit

$$= 1,1 - u \cdot 0,01, \text{ dabei ist } u \text{ in } \%. \quad (2.25)$$

Die Gültigkeit des Vorschlags wurde anhand numerischer Modelle geprüft und anschließend in einer Parameterstudie verifiziert. Lippert [114] begrenzt die Gültigkeit des Berechnungsvorschlags auf den untersuchten Parameterbereich und drückt den Wunsch nach Ausweitung der Datenbasis auf weitere Holzarten und Verbindungsmittel aus.

Ein einfaches und allgemeines Modell für den Auszieh Widerstand von Schrauben und eingeklebten Gewindestangen wurde von Jensen et al. [98] bearbeitet. Aufbauend auf der Volkersen-Modell [177], [178], [179] wurde ein Versagenskriterium, sowohl für Zug-Zug-Beanspruchung als auch für Zug-Druck-Beanspruchung, hergeleitet.

Die maximale Auszugskraft kann wie folgt beschrieben werden:

$$\frac{P_u}{\pi d l (f_v - \tau_{mean, initial})} = \frac{l_0}{l} \left(1 + \frac{2t}{d}\right) (1 + \alpha) \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{\frac{\sinh(\omega \frac{l_0}{l})}{\sinh \omega} + \alpha \left(1 - \frac{\sinh(\omega (1 - \frac{l_0}{l}))}{\sinh \omega}\right)} \\ \frac{1}{1 - \frac{\sinh(\omega (1 - \frac{l_0}{l}))}{\sinh \omega} + \alpha \frac{\sinh(\omega \frac{l_0}{l})}{\sinh \omega}} \end{array} \right\} \quad (2.26)$$

mit:

l_0 äquivalente Länge, in der der Bruchzustand erreicht wird, in dem eine Scherspannung eintritt, die der Schergrenzspannung des Holzes entspricht.

α, ω dimensionslose Parameter.

f_v Scherfestigkeit der Holzschicht.

$\tau_{mean, initial}$ Mittelwert der Anfangsspannung bezogen auf die Länge l_0 .

Gong et al. [76] beschreiben das Verhalten von sondern Gewindestangen (sog. Lagscrewbolt entwickelt von Komatsu [105]) mit einem Gewindedurchmesser von 30 mm im Douglasie Brettschichtholz parallel zu Faserrichtung. Dabei wurden drei verschiedene Einbindelängen der Gewindestange getestet (200, 300 und 400 mm), die den Bereich zwischen 7 d – 13 d abdecken. Bild 2-18, links stellt die Ergebnisse der Untersuchungen für Kurzzeitbelastungen in Abhängigkeit zur Relativverschiebung (Schlupf) dar. Im Gegenteil zu Komatsu [105] stellte Gong [76] fest, dass keine linearen Verhältnisse zwischen der Einbindelänge der Stange und der Ausziehbelastung, insbesondere für eine Einbindelänge größer als 10 d (> 300 mm), bestehen.

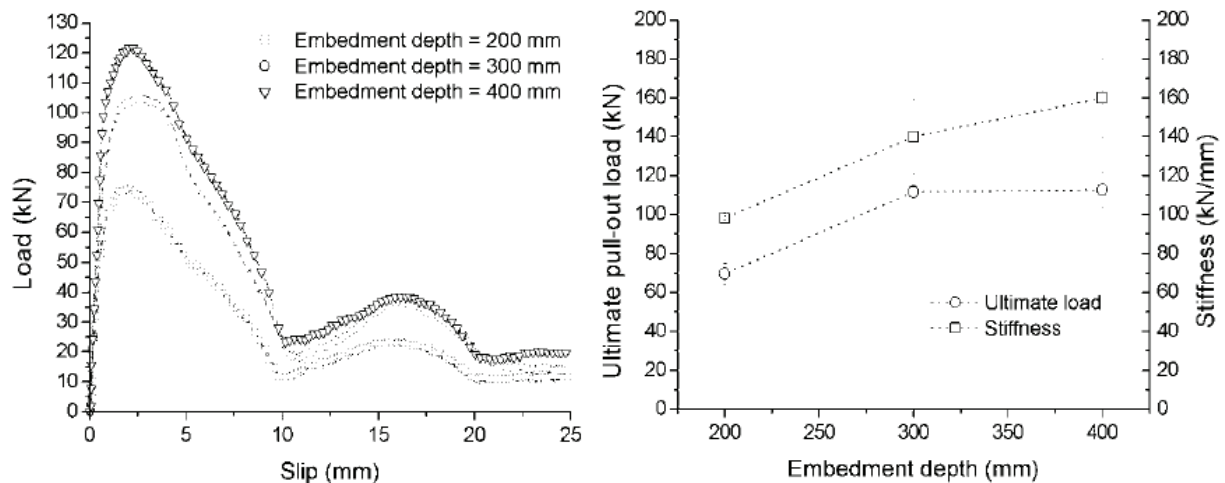


Bild 2-18: Beispiel für eine kurzzeitige Belastung in Abhängigkeit zur Relativverschiebung für drei verschiedene Einbindelängen der Gewindestange (links); mittlere Ausziehbelastung der Gewindestange und Steifigkeitsmodul (K_{ax}) in Abhängigkeit zur Einbindelänge der Gewindestange (rechts) aus [76].

Zahlreiche Untersuchungen haben sich mit dem Ausziehverhalten von eingeklebten und nicht eingeklebten Gewindestange (Lagscrewbolt nach Komatsu [105]) auseinandergesetzt (siehe z. B. [123], [124] und [125]). Desweiteren wurden aufbauend auf den zugewonnen Kenntnissen über das Tragverhalten von diesen Gewindestangen im Holz zahlreiche Alternativen und Kombinationen zu Erstellung von biegesteifen Rahmentragwerken aus Holz weiterentwickelt (siehe z. B. [176], [126] und [150]).

Allerdings erweist sich die Bewehrung beziehungsweise das Verbinden mit geklebten Gewindestangen als eine aufwendige Methode. Während der zu beachtenden Wartezeit für die Aushärtung des Harzes darf keine Belastung stattfinden. Weitere negative Aspekte der Methode sind das spröde Versagen der Klebefuge sowie die mangelnde Feuchte- und Hitzebeständigkeit [114], [15].

Eingeklebte, stiftförmige, faserverstärkte Kunststoffe

Von Pörtner [136], [137] wurden Untersuchungen in Bezug auf das Verbundverhalten von eingeklebten Kunststoffstäben zur Ertüchtigung und Verstärkung von bestehenden Holztragwerken durchgeführt. Dabei wurde auch ein Bemessungsvorschlag für die Praxis gemacht. Die Bemessungsgleichungen wurden unter eine linear-elastische Form des Verbundansatzes dargestellt. Für mit Epoxidharzklebstoff eingeklebte CFK- und GFK-Stäbe senkrecht und parallel zur Faserrichtung des Holzes wird die Verbundbrauchlast F_u , anhand des Vorschlags von Gustafsson et al. [82] wie folgt berechnet.

$$F_u = \tau_f \cdot d_{st} \cdot \pi \cdot l_g \cdot \frac{\tanh(w)}{w} \quad (2.27)$$

$$F_d = F_u / \gamma_M \quad (2.28)$$

mit:

$$w = \sqrt{\frac{l_{geo}}{l_m}} \quad (2.29)$$

$$l_{geo} = \frac{\pi \cdot d_{st} \cdot l_g^2 \cdot (1+k)}{2 \cdot A_{st}} \quad (2.30)$$

$$l_m = \frac{E_{st} \cdot G_f}{\tau_f^2} \quad (2.31)$$

$$k = \frac{(EA)_{st}}{(EA)_w} \quad (2.32)$$

Der mitwirkende Holzquerschnitt A_w ergibt sich in Abweichung zu der Empfehlung von Gustafsson et al. [82] wie folgt:

$$A_w = \pi \cdot (0,5 \cdot d_{st} + t_w)^2 - A_{st} \quad (2.33)$$

Dabei empfiehlt Pörtner den Teilsicherheitsbeiwert γ_M mit 2,0 festzulegen.

Pörtner [136], [137] postuliert einen besonderen Trageffekt, die sog. „Pfropfenwirkung“, durch die sich der Auszugswiderstand der parallel zur Faserrichtung des Holzes eingeklebten Stäben um 15 % erhöht, wenn der Verbund zwischen Stab und Holz erst 30 mm (ca. 3 d) unter der Holzoberfläche beginnt. Der Einsatz von zähmodifiziertem Klebstoff, kombiniert mit einer vorgelagerten, verbundfreien Zone, resultierte in einer weiteren Zunahme der Versagenslasten (+12 %). Bei einem senkrecht zur Faserrichtung des Holzes hergestellten Verbund konnte keine Versagenslaststeigerung festgestellt werden.

3. Verbundverhalten von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben

Neben den Vorteilen der Hightech-Schrauben beim Einschrauben und dem leichten Eindrehen ins Holz, bietet die optimierte Gewindegeometrie der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben darüber hinaus auch bessere Verbundeigenschaften mit dem Holz. Desweiteren verfügen moderne Vollgewindeschrauben auf der gesamten eingebundene Schraubenlänge über einen kontinuierlichen Verbund mit dem Holz sowie verbesserte geometrische Eigenschaften im Bezug auf den hohen Flächenanteil des Gewindes gegenüber dem Kernquerschnitt. Dadurch haben Vollgewindeschrauben eine verbesserte Kraftübertragung ins Holz. Ferner besitzen sie verbesserte mechanische Eigenschaften. Durch das Härten des Stahls nach dem Aufrollen des Gewindes und die dabei durchgeführte, gezielte Materialänderung und -umwandlung, wird eine große Widerstandsfähigkeit realisiert. Hierbei werden höhere Werte der Zugfestigkeit (von 1000 N/mm² bis über 1400 N/mm²), des Fließmomentes und der Torsionstragfähigkeit erzielt [83].

Vollgewindeschrauben werden heute von verschiedenen Herstellern standardmäßig mit großen Längen (aktuell bis 1500 mm) und Durchmessern von 6 bis 14 mm hergestellt. Sie übersteigen dadurch ihre ursprüngliche Rolle als reines Befestigungsmittel. Moderne Vollgewindeschrauben haben gegenüber herkömmlichen genormten Schrauben mit Gewinde nach DIN 7998:1975-02 [2] einen hohen Flächenanteil des Gewindes ($A_{\text{Gew}} = (d_1^2 - d_2^2) \cdot \pi / 4$) in Relation zu demjenigen des Kernquerschnitts ($A_{\text{Kern}} = d_2^2 \cdot \pi / 4$). Da die Schrauben im Regelfall ohne Vorbohren ins Holz installiert werden, sind hohe Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften der Schrauben Voraussetzung für einen leichten Einschraubprozess und damit eine schnelle und wirtschaftliche Montage. Durch die Ausstattung der Schraube mit einer Bohrspitze, einem Schneidgewinde sowie einem Reibschaff in dem Bereich zwischen Schaft und Gewinde, wird das Einschraubdrehmoment sowie das Spalten des Holzes reduziert [31].

Die geometrischen Parameter (Bild 3-1), wie das Verhältnis von Kern- zu Nenndurchmesser (d_k/d) und Kern- zu Nennfläche (A_k/A), die Gewindesteigung (p) sowie die charakteristische Zugtragfähigkeit ($R_{t,u,k}$) weichen bei den in der Praxis gebräuchlichen Typen verschiedener Hersteller nur wenig voneinander ab.

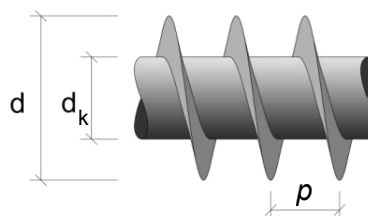


Bild 3-1: Schraubengewinde mit der Bezeichnung des Nenndurchmessers d , des Innendurchmessers des Gewindes d_k und der Gewindesteigung p .

Ein Vergleich der geometrischen Eigenschaften sowie der Festigkeitseigenschaften einer marktgängigen Spax-Vollgewindeschraube nach allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung [4] mit einem Nenndurchmesser von 8 mm gegenüber der Normschraube mit dem gleichen Nenndurchmesser ist in der Tabelle 3-1 zusammengefasst.

	Normschraube	VGS nach [4]	VGS/Normschraube
Stahlzugfestigkeit	400 N/mm ²	865 N/mm ²	216 %
Nenndurchmesser d	8 mm	8 mm	100 %
Kerndurchmesser d _k	5,6 mm	5 mm	89 %
Kernquerschnitt A _k	24,6 mm ²	19,6 mm ²	80 %
Verhältnis d _k /d	0,70	0,625	89 %
Verhältnis A _k /A	0,49	0,39	80 %
Fließmoment M _{y,k}	13372 Nmm	20000 Nmm	150 %
Zugtragfähigkeit R _{t,u,k}	7389 N	17000 N	230 %

Tabelle 3-1: Gegenüberstellung der geometrischen Eigenschaften und Festigkeitseigenschaften einer Vollgewindeschraube im Vergleich zu der Normschraube.

Tabelle 3-1 stellt eine Steigerung der Stahlzugfestigkeit von 116 % und des Fließmoments von 50 % bei der zugelassenen Schraube im Vergleich zur genormten Schraube dar, wobei der Kernquerschnitt der Vollgewindeschraube 80 % der genormten Schraube beträgt.

Der Einsatz von Vollgewindeschrauben als Bewehrungsmittel in Holzkonstruktionen verlangt die Kenntnisse von Kraftübertragungs- und Mindestverankerungslängen, die im Bezug auf die große Verbundlänge zu beschreiben sind. Die Kraftübertragung zwischen Schrauben und Holz erfolgt durch das Verbundmedium, das sich an der Kontaktfläche der beiden Materialien bildet, welche weitestgehend unterschiedliche mechanische Eigenschaften besitzen.

Die Beschreibung des Verbundverhaltens erfolgt i. d. R. anhand experimenteller Untersuchungen. Die gemessene Kraft und die Relativverschiebung zwischen den verbundenen Materialien liefert hierbei eine quantitative Beschreibung des Verbundverhaltens. Diese Untersuchungen werden durch unterschiedliche Parameter, die das Verhalten beeinflussen könnten, variiert. Allerdings kann auf Grund der Komplexität des Verbundmechanismus und der begleitenden Kraftübertragung, im Gegensatz zu Untersuchungen mit kleinen Einbindelängen der Schrauben, eine reduzierte Versuchsauswahl auch zu falschen Abschätzungen des Tragverhaltens und dadurch zu einer unkorrekten Beschreibung des Phänomens führen.

Der erste Schritt in der Beschreibung des Verbundverhaltens ist normalerweise die experimentelle Festlegung der maximalen Ausziehungskraft der Schrauben beim Herausziehen aus der Verbundmatrix. Dies erfolgt durch Ausziehversuche (Pull-Out Versuche), wobei die Versuchskörper und die Einbettungslänge der Schraube im Holz

variieren. Die Beschreibung der Kraftübertragung und der Spannungsumlagerung vor allem im Verankerungsbereich der Schraube erfolgt mittels Lasteinleitungsversuchen, wobei anhand der gemessenen Dehnungen Rückschlüsse auf die Kraftausbreitungswinkel gezogen werden.

Die Kenntnisse über die Versagensmechanismen von Nadelholz bilden die Grundlagen für die Beschreibung der Verbundtragmechanismen, die durch die anisotropen Eigenschaften des Holzes weitestgehend beeinflusst sind. Holz zeichnet sich durch eine schwache Querkzugfestigkeit aus, welche den kritischsten und meist auftretenden Versagenszustand darstellt. Auf mikroskopischer Ebene können zwei Versagensmechanismen unterschieden werden [81], (Bild 3-2), wobei in dem Ersten der Riss durch die Zelle verläuft (vgl. Bild 3-2, rechts, TW), sodass ein Bruch der Zellwand auftritt, welche durch die Dichte weitestgehend beeinflusst wird. Im Gegensatz dazu verläuft der Riss in dem zweiten Versagenmechanismus zwischen benachbarten Zellen, die von einander gelöst werden und sich durch die Unabhängigkeit der Bruchfestigkeit von der Zellwanddicke auszeichnen [81] (vgl. Bild 3-2, rechts, IW und IC). Bei der Druckbelastung bilden sich Gleitschichten aus, die durch örtliches Ausknicken der Zellwände und durch Faltenbildung entstehen. Die Gleitschicht kann in einer Richtung verlaufen oder in zwei zueinander symmetrisch liegenden, sodass schließlich ein Keil das Holz längs der Faser spaltet [144].

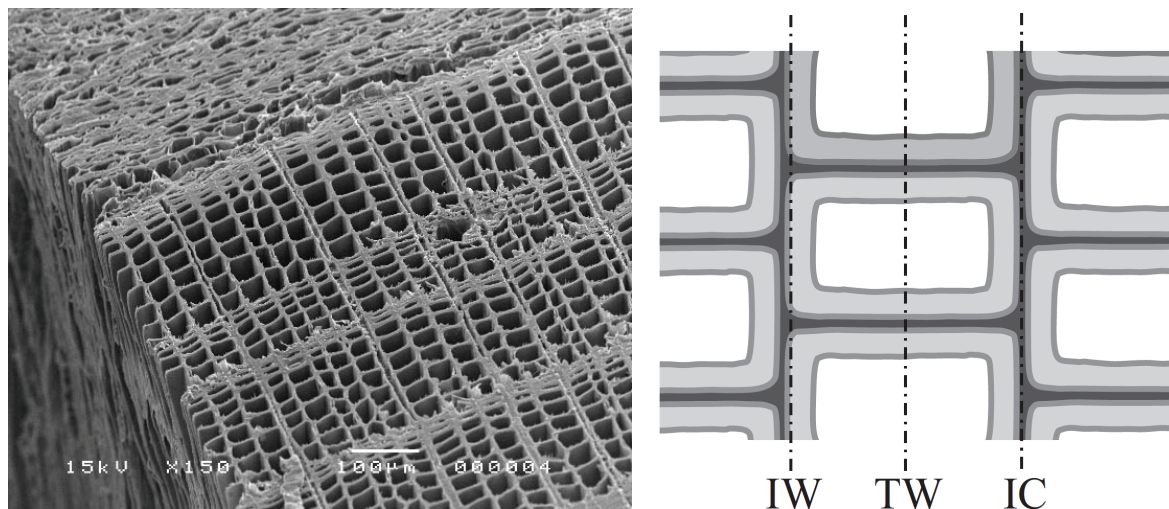


Bild 3-2: Rasterelektronenmikroskopaufnahme von Fichtenholz (*Picea abies*) (Querschnitt) © C. Sander (links), Bruchversagen des Holzes auf mikroskopischer Ebene (rechts) aus [81]; mit TW Bruch der Zellwand (transversal failure); IC Trennung der Mittellamelle (intercell failure); IW Ablösung die äußere Sekundärwand von der Hauptsekundärwand (interwall failure).

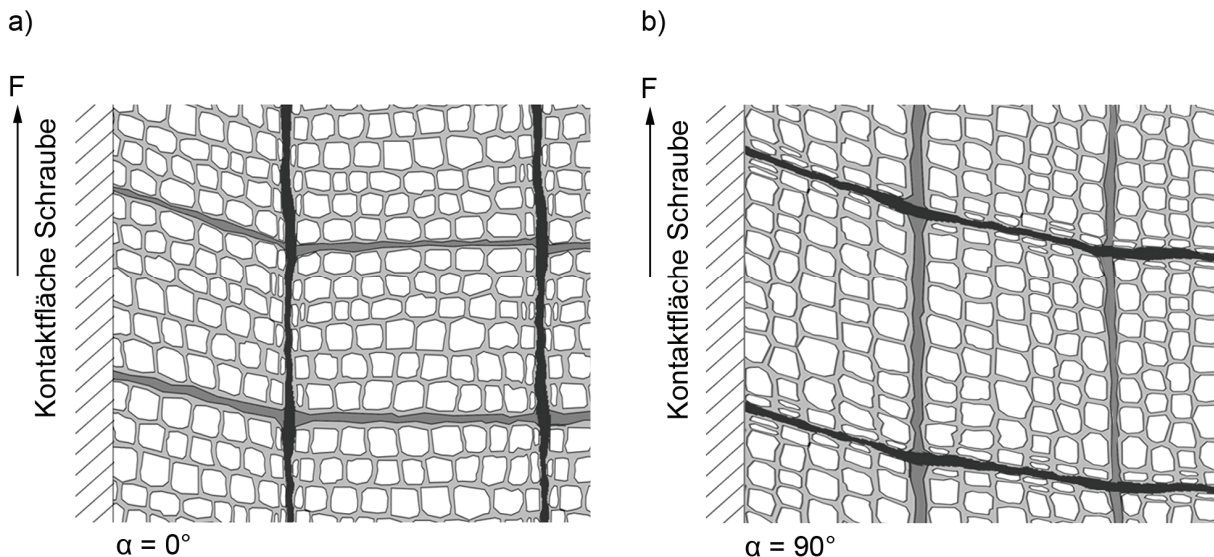


Bild 3-3: Darstellung der verformten Flächen von Fichtenholz (*Picea abies*) in Analogie zum Bruchversagen des Holzes auf mikroskopischer Ebene, nach [81], bei einer Verschiebung: a) parallel zur Holzfaserichtung, b) senkrecht zur Holzfaserichtung.

Aus diesen Bruchformen können Aussagen über die Verformungseigenschaften der Verbundschicht geschlossen werden (s. Bild 3-3). Dabei treten verschiedene Verbundmechanismen auf, die versuchstechnisch schwer auseinanderzuhalten sind und Rückschlüsse in der Mikroebene des Holzes auf das Verformungsverhalten der Flächen parallel und senkrecht zur Holzfaserichtung (vgl. Bild 3-3) aufzeigen. Obwohl diese nicht nacheinander, sondern teilweise gleichzeitig auftreten, werden in dem folgenden Abschnitt die bei der Kraftübertragung auftretenden Mechanismen nacheinander und in Abhängigkeit zu ihrem Anteil am gesamten Verbundwiderstand in den verschiedenen Belastungsphasen erläutert.

3.1 Wirkungsweise des Verbunds

Die Kraftübertragung zwischen Vollgewindeschrauben und Holz erfolgt durch den Verbund, wobei die Verankerungslänge, die zur Übertragung der Kraft ins Holz notwendig ist, durch die Verbundfestigkeit beeinflusst wird. Die Verbundfestigkeit von Vollgewindeschrauben im Holz entsteht auf Grund unterschiedlicher Verbundmechanismen, die in der Kontaktzone und der die Schraube ummantelnden Fläche wirken. Es folgt eine Darstellung der ausschlaggebenden Mechanismen, aus denen sich die Verbundfestigkeit zusammensetzt:

Haftverbund (Formschlussverbund)

Der Haftverbund entsteht durch Formschluss des Schraubengewindes mit der Holzmatrix. Durch die spiralförmigen Gewinde der Schrauben entsteht ein Widerstand auf Grund des Formschlusses des Gewindes mit den dazwischen liegenden Zellwänden.

Untergeordnet kann hierbei die physikalische Adhäsion der Schraube mit dem Holz gekennzeichnet werden. Die zwischen den Gewinden liegenden Zellwände werden bei dem Herausziehen der Schraube auf Druck beansprucht und reagieren auf Grund der Anisotropie des Holzes und der Lage der durchlaufenden Fasern, die entweder die Gewindezwischenräume durchkreuzen oder durchdringen oder parallel dazu verlaufen, mit unterschiedlichem Widerstand. Je nach dem ist der Haftverbund mehr oder weniger stark und der Widerstand ist vom Winkel zwischen der Beanspruchungs- und Faserichtung abhängig. Dieser Verbundanteil kann auch als vergrößerte Haftreibungskraft durch die bewegungshemmende Verzahnung des Gewindes mit den Fasern beschrieben werden. Die Haftreibung verhindert die Bewegung der sich berührenden Flächen gegeneinander, lässt die Flächen an ihrer Unterlage haften und erschwert das In-Bewegung-Setzen der Kontaktflächen.

Scherverbund

Hierbei ist die mechanische Verzahnung zwischen Gewinde und Holz maßgebend für die Kraftübertragung bei zunehmender Relativverschiebung. Die Kraftübertragung in dieser Verbundart erfolgt durch mechanische Verzahnung des Gewindes mit den dazwischen liegenden Zellwänden. Diese betrifft insbesondere das Abscheren des sich in den Gewindezwischenräumen befindlichen Matrixbestandteilen und den Fasern, die auf Abscheren beansprucht werden. Für den Scherverbund sind das Verformungsverhalten, der Abscherwiderstand der Holzmantelfläche der Schrauben sowie der durch die Kraftübertragung entstehende dreidimensionale Druckzustand an der inneren Seite des Gewindes verantwortlich. Außerdem beeinflussen der Neigungswinkel des Gewindeschneides und die Gewindesteigung die Größe des Scherverbundes. Bei faserparallelen Schraubenanordnungen ist der Matrixkörper zylindrisch und folgt der Gewindehüllfläche.

Reibverbund

Die Reibung wirkt bei der geringsten Verschiebung zwischen den Kontaktflächen der Gewinde- und Schaftoberfläche mit dem Holz. Dabei sind in Bezug auf den entstehenden Widerstand die Querpressungen auf Grund der Verdrängungen der Holzfasern durch die Schrauben von großer Bedeutung. Wie bei der klassischen Reibung zwischen zwei festen Körpern sind die Oberfläche und die Rauigkeit der in Kontakt verbindlichen Elemente die maßgebenden Parameter für die Bestimmung des durch die Relativverschiebung erzeugten Reibungswiderstands. Der, im Vergleich zu anderen Schraubenarten, größere Außendurchmesser bezogen auf den Kerndurchmesser der Vollgewindeschrauben vergrößert den Reibungsanteil der Verbundkräfte im Vergleich zu dem anderer Schrauben mit gleichem Durchmesser. Auch im Bruchzustand bleibt diese Verbundart aktiv und ergibt die Verbundresttragfähigkeit aus den abgetrennten Fasern und der Holzmatrix.

Während des Ausziehvorganges werden die verschiedenen Verbundmechanismen hervorgerufen. Entscheidend dafür ist ihre Aktivierung durch eine Relativverschiebung

der Schrauben gegenüber der umgebenden Holzmatrix. Das Bild 3-4 stellt am Beispiel einer Vollgewindeschraube in Brettschichtholz die Vorgänge während des Ausziehversuchs in der Verbundzone dar. Die zu übertragene Kraft nimmt bei Zunahme der Verbundspannungen über die Verankerungslänge entsprechend zu. Aufbauend auf den gewonnen Kenntnissen aus den Sägeschnitten der Ausziehversuche, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden (vgl. Kapitel 7, Abschnitt 7.2), sowie im Rahmen vorheriger eigener Untersuchungen (s. [17], [13]), kann der Verbundbruchvorgang als eine Serie von Delimitations- bzw. Zerfaserungsprozesse in einem nichtlinear elastischen Material mit unterschiedlichen Festigkeiten in den einzelnen Materialrichtungen verstanden werden, wobei ihre Versagenmechanismen durch ein quasi-duktilen Verhalten bei Druckbelastung und sprödes Versagen bei Zug- und Schubbelastung charakterisiert sind. Die geschichtete Struktur der Holzmatrix führt zuerst zur Vergrößerung der Mikrorisse, die während des Schraubprozesses entstanden sind. Anhand des von Lau et al. [92], [93] für Einschlagversuche mit Nägeln entwickelten Verfahrens sowie von Uibel [174] zur Beurteilung der Spaltgefahr bei Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben wurde im Rahmen der experimentellen Untersuchungen auch nach dem Ausdrehen der Schrauben in den verschiedenen Belastungsstufen Farbe eingegeben, die durch die Kapillarkräfte zum Veranschaulichen der Rissausbreitung im Holz in der Verbundzone der Schraube eingesetzt wurde.

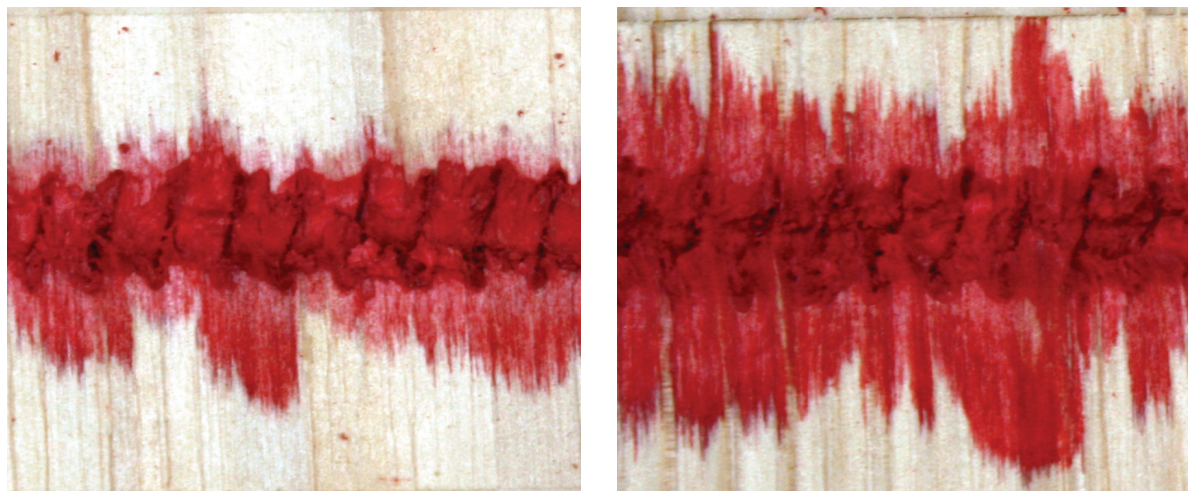


Bild 3-4: Visualisierte Rissflächenentwicklung anhand der Verbundbeschädigung analog zum Risszuwachs der Probekörper bei einer Belastung von 14,2 kN (links) und einer Belastung von 28,3 kN (rechts).

Die während der Verbundversuche beobachteten Effekte bestätigen die im letzten Abschnitt genannten drei Mechanismen, wobei die Aktivierung derselben mit der Relativverschiebung der Schrauben gegen das umgebende Holz verbunden ist. Der Haftverbund ist nur gering belastbar und wird bereits bei sehr geringen Relativverschiebungen zerstört. Sowohl der Scherverbund als auch der Reibungsverbund sind von der Relativverschiebung abhängig und treten teilweise gleichzeitig auf. Auf einem Ausschnitt der Verbundmatrix der Vollgewindeschraube sind im Bild 3-6 die

verschiedenen Phasen der Verbundtragwirkung beim Einschrauben senkrecht und parallel zur Holzfaserichtung dargestellt, wobei diese auf der Last-Relativverschiebungs-Kurven der Schrauben parallel und senkrecht zur Faserrichtung im Bild 3-5 abgebildet sind. Durch eine weitere Belastung der Schraube kommt es zum Überwinden der Haftung, wodurch Relativverschiebungen entstehen, die wiederum die Scherverbundspannungen hervorrufen (vgl. Bild 3-6, a).

Die Scherverbundspannungen werden durch die mechanische Verzahnung der spiralförmigen Gewinde mit den sich in Gewindezwischenräumen befindenden Matrixbestandteilen und den Fasern erzielt. Die geometrischen Eigenschaften der Schraube, der Winkel zur Faserrichtung und die mechanischen Eigenschaften des verwendeten Holzes beeinflussen die Vergrößerung der durch den Schraubvorgang vorhandenen Risse sowie die durch die Relativverschiebung der Flächen entstehenden Risse. Dadurch stützen sich die einzelnen Flanken auf das vor ihnen liegende Holz ab und erzeugen dabei Druckspannungen. Parallel dazu entstehen Reibungsverbundspannungen, die einen Widerstand gegen die Verschiebung der Flächen leisten und den dabei entstehenden dreidimensionalen Spannungszustand entlang der Mantelfläche der Schraube in Bezug zu ihrer Größe beeinflussen (vgl. Bild 3-6, b).

Mit weiterer ansteigender Relativverschiebung nach Erreichen der maximalen Verbundtragfähigkeit werden die in den Gewindezwischenräumen befindlichen Matrixbestandteile und die Fasern bei abnehmender Verbundspannung fortschreitend voneinander getrennt. Es wirkt nur noch die Reibung zwischen der Matrix um die Außengewindefläche sowie innerhalb der Gewinde und den dazwischen bleibenden Holzmatrixbeständen (vgl. Bild 3-6, c). Vollständig abgesichert sind diese, wenn die Relativverschiebung dem parallel zur Achse gemessenen lichten Abstand zweier benachbarter, gleichgerichteter Gewindeflanken desselben Gewindeganges entspricht (Gewindesteigung p). Die Schraube wird hierbei aus dem Holz herausgezogen und die Versagensform wird als Ausziehversagen bezeichnet. Dabei können in der Scherfläche nunmehr annähernd konstante Reibverbundspannungen übertragen werden.

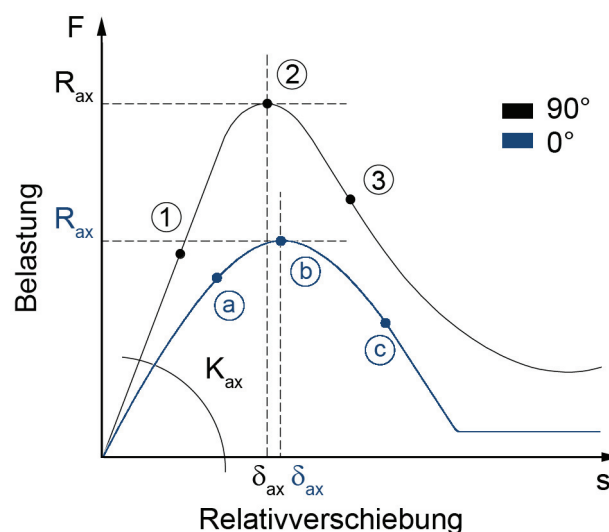


Bild 3-5: Last-Verschiebungs-Verhalten auf Zug belasteter Vollgewindeschrauben mit Darstellung der verschiedenen Phasen der Verbundtragwirkung beim Einschrauben senkrecht und parallel zur Holzfaserichtung.

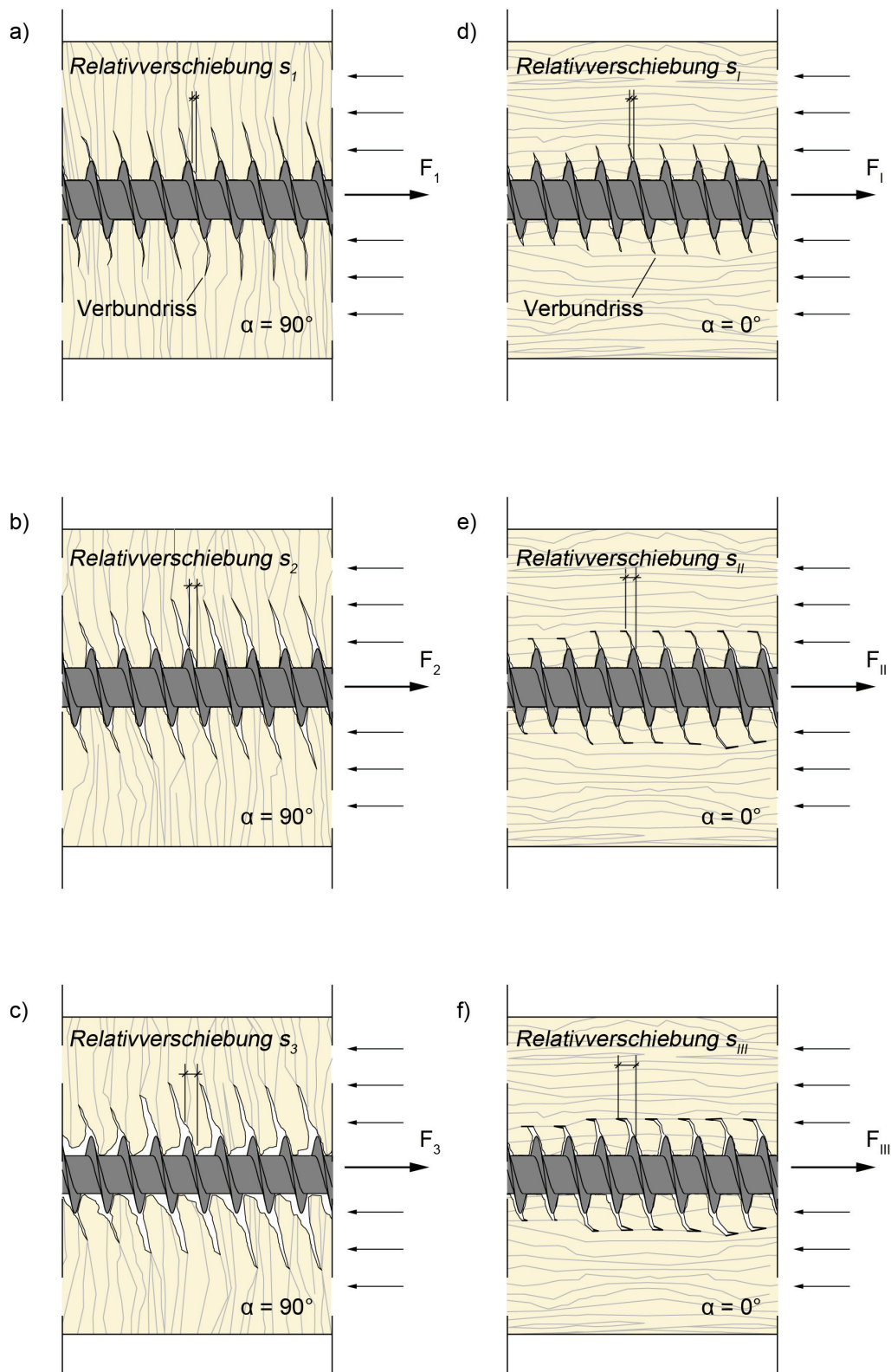


Bild 3-6: Entwicklung der Verbundrisse während des Ausziehvorgangs von Vollgewindeschraube in Brettschichtholz senkrecht und parallel zur Faser.

Im Gegensatz zum Einschrauben senkrecht zur Faserrichtung (Bild 3-6, a, b und c), stellt die bei einem faserparallelen Einschrauben resultierende verformte Fläche eine geringere Fläche im Vergleich zum senkrechten Einschrauben dar. Bei geringerer Belastung entstehen dabei kleine Risse senkrecht zur Faserrichtung (s. Bild 3-6, d), die sich am Faserverlauf anschließen und sich in gleicher Richtung weiterhin verlängern (s. Bild 3-6, e), wobei bei der Abscherung der Holzzellenwände, im Unterschied zum Einschrauben senkrecht zur Faser, eine kleinere verformten Fläche festgestellt wird (Bild 3-6, f).

Verbundspannung entlang der Verankerungslänge

Die Verbundspannungen entlang der Verankerungslänge sind nicht konstant, sondern erreichen ihren Spitzenwert bei Kurzzeitbelastung in Höhe der Gebrauchslast am Beginn der Krafteinleitung. Bis zum Ende der Krafteinleitung nehmen sie sukzessiv in nichtlinearen Verhältnissen ab. Die maximalen Werte der erreichten Verbundspannungen als auch der Abbauprozess sind aus mechanischer Sicht von der Verbundgüte und den Verbundmechanismen bei der Kraftübertragung abhängig. Diese sind in dem anisotropischen Material Holz weitgehend durch den Winkel zwischen der Schraube und der Holzfaserrichtung (α) beeinflusst.

Darüber hinaus steuern die mechanischen Eigenschaften des Holzes vor allem in der Belastungsrichtung die Kraftübertragungsmechanismen zwischen Schraube und Holz, welche bei dem verschieblichen Verbund zu einem Abbau der Relativverschiebungen der Kontaktflächen führt. Der veränderliche Verlauf der Verbundspannungen entlang der Übertragungslänge der Schraube ergibt sich aus den Verbundtraganteilen (Haft-, Scher- und Reibverbund). In Bild 3-7 ist schematisch der resultierende Verlauf der Kraftübertragung von Schraube auf Holz dargestellt. Dabei wird die Kraftübertragung zum besseren Verständnis der Relativverschiebungsentwicklung gegenübergestellt.

Die Verbundspannungen nehmen mit zunehmendem Abstand vom Bauteilende ab und die übertragene Kraft bestimmt die Verbundspannung entlang der Übertragungslänge. Die Übertragungslänge ist die Länge, über die die axiale Last einer Schraube vollständig auf das Holz übertragen wird. Die Relativverschiebungen sind hierbei auf den Spannungsunterschied zwischen Stahl und Holz zurückzuführen.

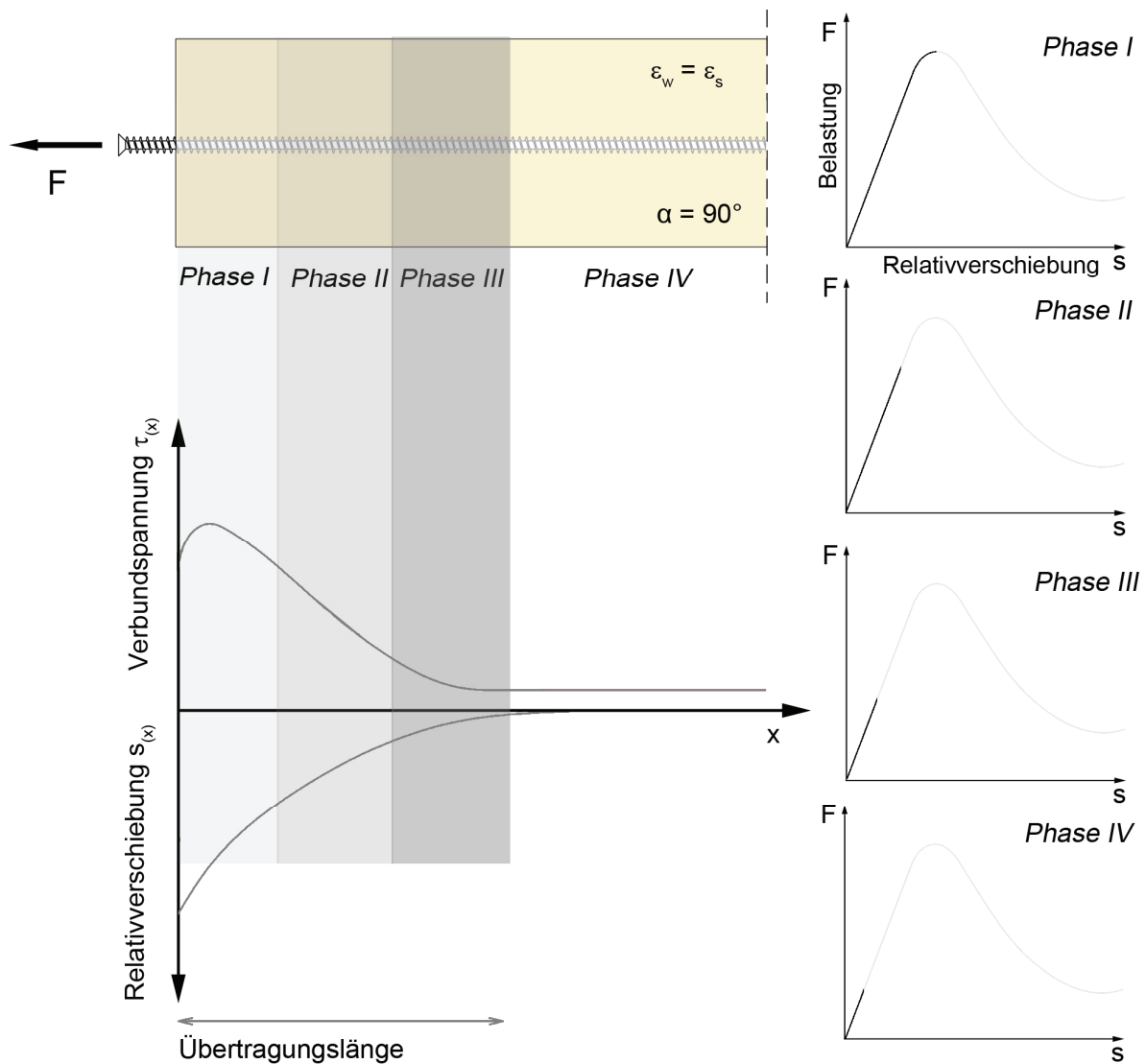


Bild 3-7: Verbundspannung entlang der Übertragungslänge sowie zugehörige Relativverschiebungsverläufe im elastischen Bereich des Verbundes.

In Bild 3-8 sind exemplarisch die aufbauend auf der gemessenen Dehnungsverteilungen aus dem fotooptischen Messverfahren (vgl. Kapitel 7, Abschnitt 7.4.7) sowie auf der Ergebnisse der analytischen Untersuchungen anhand der Differentialgleichungen des verschieblichen Verbundes (vgl. Kapitel 4, Abschnitt 4.4) ermittelten Verbundspannungsverläufe im Endbereich einer Schraube mit drei unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung (0° , 30° und 90°) schematisch dargestellt.

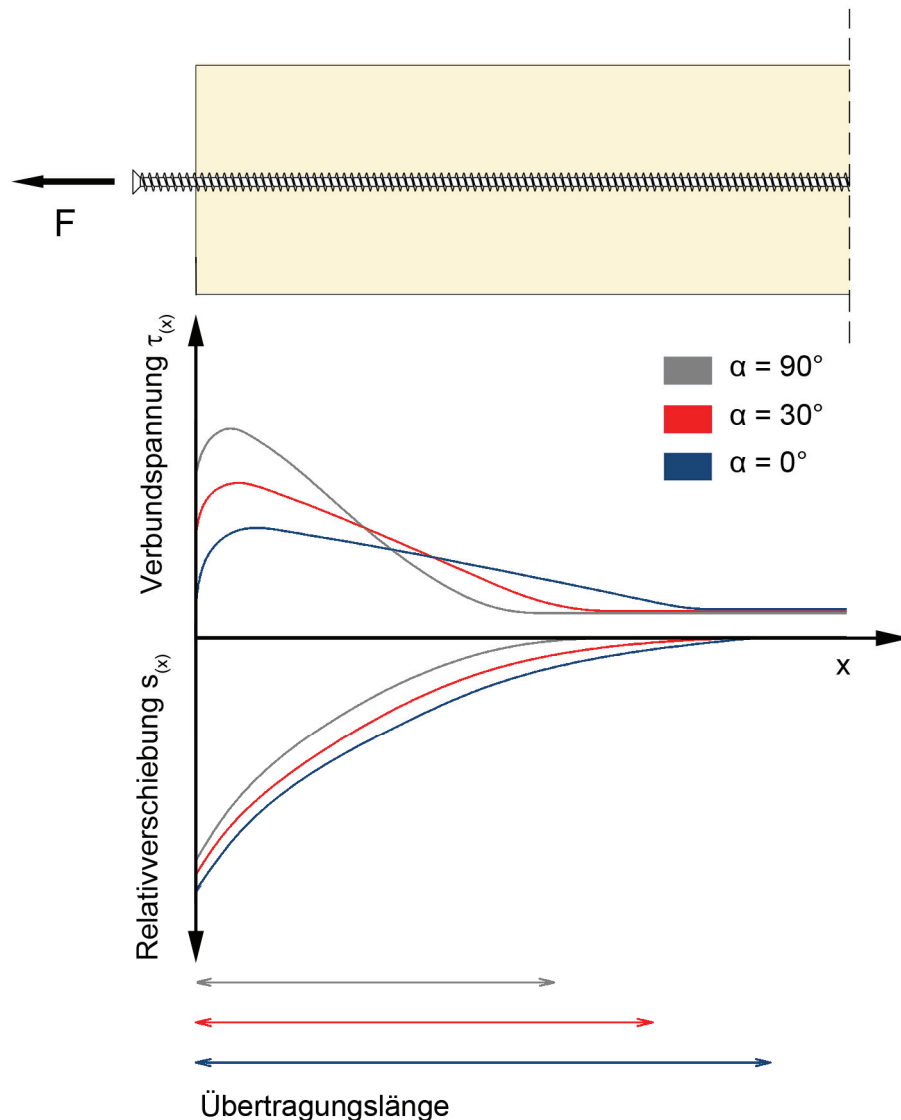


Bild 3-8: Verbundspannungsverlauf im Verankerungsbereich unter Kurzzeitbelastung in Höhe der Gebrauchslast nach der experimentellen und analytischen Untersuchungen.

3.2 Auszieh Widerstand

Das Verbundverhalten zwischen Vollgewindeschrauben und Holz wird in erster Näherung durch den axialen Verschiebungsmodul (K_{ax}), den Auszieh Widerstand (R_{ax}), sowie die dazugehörige Grenzverformung (δ_{ax}) beschrieben. Durch den kontinuierlichen Verbund, den die Vollgewindeschraube auf Grund ihrer geometrischen Eigenschaften gewährleistet, wird die Kraftübertragung zwischen den aus mechanischer Sicht weitgehend unterschiedlichen Materialien durch die unterschiedlichen Verbundmechanismen ermöglicht. Der Verbund beeinflusst demzufolge das Trag- und Verformungsverhalten der mit Vollgewindeschrauben bewehrten Konstruktionen [17].

Zur quantitativen Beschreibung bietet der Auszieh Widerstand in Kombination mit der maximalen auftretenden Relativverschiebung (Grenzverformung δ_{ax}) die Grundlage

für die genauere, lokale Beschreibung des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben. Die lokale Relativverschiebung zwischen den Kontaktflächen der verbundenen Elemente wird entlang der Verankerungslänge der Schrauben abgebaut und ermöglicht dadurch die Übertragung der gesamten einzuleitenden Kraft.

Der Auszieh Widerstand wird durch Ausziehversuche getestet, in denen der maximale Auszieh Widerstand der Schraube gemessen und gleichzeitig die Relativverschiebung (Schlupf s) am Lasteinleitungsende der Schraube ermittelt wird. Aus der Steigung der Tangente im Ursprung der Last-Verschiebungs-Kurve wird der Verschiebungsmodul (K_{ax}) auf Zug belasteter Vollgewindeschrauben ermittelt (siehe Bild 3-9 nach [22]).

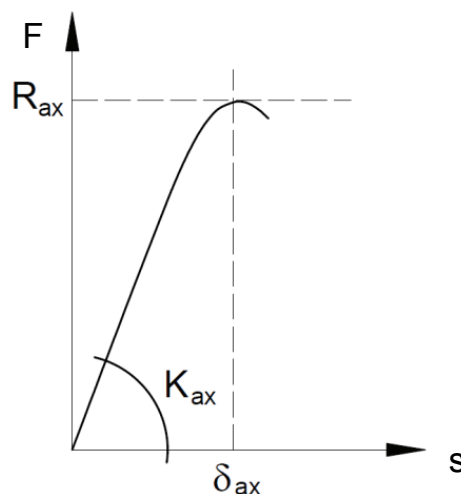


Bild 3-9: Last-Verschiebungs-Verhalten auf Zug belasteter Vollgewindeschrauben nach [22].

Im Rahmen experimenteller Untersuchungen zum Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben unterschiedlicher Hersteller [17] sowie experimenteller Untersuchungen dieser Arbeit wurde der Versuchsaufbau aus den klassischen Ausziehversuchen modifiziert, sodass der maximale Auszieh Widerstand (R_{ax}) der Schraube ermittelt werden konnte und gleichzeitig die Relativverschiebung (s) an mehreren Punkten sowohl auf der Lasteinleitungsseite und der Spitze der Schraube erfasst wurde. Die Entscheidung über die zusätzlichen Messungen am Ende der Einbettungslänge der Schrauben begünstigt eine exakte Bestimmung der in das Holz eingeleiteten Kraft.

Nach dem Erreichen der Verbundtragfähigkeit erfolgt ein Entfestigungsprozess durch Energiedissipation bis zum vollständigen Verlust der Kraftübertragung. Im Verlauf des Bruchprozesses entsteht hierbei eine neue Oberfläche durch Materialtrennung. Die Energie, die zur vollständigen Trennung der Schraube aus der Holzbettung erforderlich ist, wird durch die Verbundbruchenergie G_f beschrieben (s. Bild 3-10). Für Brettschichtholz aus Fichte sind die Querzug- und Scherfestigkeit die wichtigsten Parameter in Bezug auf die Materialtrennung des Holzes.

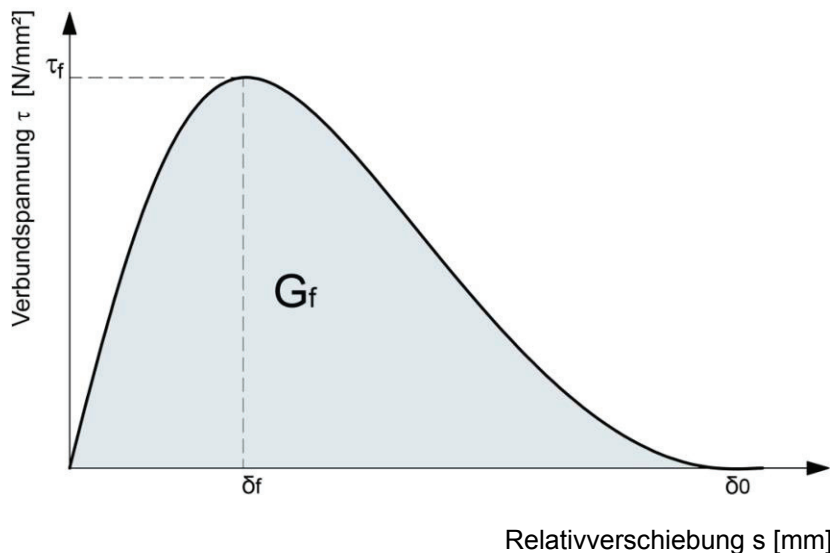


Bild 3-10: Verbundbruchenergie G_f einer Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung.

3.3 Bemessungsansätze zum axialen Auszieh Widerstand von Schrauben in Holzelementen

Das Verbundverhalten der Vollgewindeschrauben im Holz wird durch das Medium zwischen den Kontaktflächen der Elemente bestimmt. Die Materialeigenschaften des Holzes, maßgeblich die Holzdichte (ρ), beeinflussen den Auszieh Widerstand der Schrauben. Der Einfluss des Schraubendurchmessers auf das Tragverhalten wird durch die Kontaktfläche mit dem Holz geprägt, die durch die Außenfläche der Schraube gekennzeichnet ist. Darüber hinaus sind der Gewindedurchmesser (d) und das Verhältnis von Kerndurchmesser zu Gewindedurchmesser (d_k/d) und der Kernfläche zu Außengewindefläche (A_k/A) entscheidende Parameter.

Die Einbindelänge sowie der Winkel zur Faserrichtung des Holzes beeinflussen ebenfalls den Auszieh Widerstand (R_{ax}) der Schraube. Dabei nimmt der Auszieh Widerstand analog zur Einbindelänge im Holz und zum Einschraubwinkel zur Faserrichtung (α) zu. Demnach ist der Auszieh Widerstand beim Einbringen der Schraube senkrecht zur Faserrichtung maximal und parallel zur Faserrichtung minimal.

Diese Zusammenhänge wurden allerdings bisher weitestgehend in unterschiedlicher Art und Weise in den Modellen der Normen und Vorschriften erfasst. Anbei werden die wichtigsten Ansätze zusammengefasst:

In der DIN 1052:2008 [50] ist ein Berechnungsmodell für Schrauben, die einen Durchmesser $d \geq 4 \text{ mm}$ sowie ein Gewinde nach der DIN 7998:1975-02 [54] aufweisen und weiterhin einen Winkel (α) von 45° bis 90° zur Faserrichtung besitzen, aufgeführt. Die Gleichung (2.34) stellt das Berechnungsmodell dar. Das Modell der DIN EN:1995-1-1 [53] (Gleichung (2.35)) erlaubt einen Winkel zur Faserrichtung von 30° , wobei die Berechnung sich auf ein Verhältnis des Gewindedurchmessers zum

Kerndurchmesser (d_k/d) von 0,60 bis 0,75, sowie einen Schraubendurchmesser zwischen 6 und 12 mm beschränkt.

$$R_{ax,k} = \frac{f_{1,k} \cdot d \cdot l_{ef}}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha} (N); \quad \left(\begin{array}{l} 45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \\ d \geq 4 \text{ mm} \end{array} \right) \quad (3.1)$$

$$R_{ax,k} = \frac{n_{ef} \cdot f_{ax,k} \cdot d \cdot l_{ef} \cdot k_d}{\sin^2 \alpha + 1,2 \cdot \cos^2 \alpha} (N); \quad \left(\begin{array}{l} 6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm} \\ 0,60 \leq \frac{d_k}{d} \leq 0,75 \\ \alpha \geq 30^\circ \end{array} \right) \quad (3.2)$$

In den Formeln sind:

$R_{ax,k}$: charakteristischer Wert des Ausziehwiderstandes [N],

d : Nenndurchmesser der Schraube [mm],

l_{ef} : Einschraubtiefe [mm],

$f_{1,k}$: charakteristischer Ausziehparameter [N/mm²] in Abhängigkeit zur Tragfähigkeitsklasse und der Rohdichte des Holzes,

$f_{ax,k} = 0,52 \cdot d^{-0,5} \cdot l_{ef}^{-0,1} \cdot \rho_k^{0,8}$ charakteristischer Wert des Ausziehparameters [N/mm²],

ρ_k : charakteristische Rohdichte [kg/m³],

α : Einschraubwinkel [Grad],

n_{ef} : wirksame Anzahl von Schrauben,

k_d : Modifikationsbeiwert für Schraubendurchmesser.

Eine Ausnahme stellt die Schweizer Norm SIA 265:2003 [156] dar, in der es keine Beschränkungen bezüglich der Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung gibt, sodass dieser zwischen 0° und 90° betragen kann. Durch den Term $(\sin^2 \alpha + 1,5 \cdot \cos^2 \alpha)$ wird die Wirkung des Winkels berücksichtigt. Gleichzeitig muss das Verhältnis zwischen dem Gewinde- und dem Kerndurchmesser $(d_k/d) \geq 0,60$ eingehalten werden.

In der Literatur finden sich verschiedene Untersuchungen über das Verbundverhalten von Holzschrauben (Voll- und Teilgewinde). Im Folgenden werden die wichtigsten Untersuchungen zu den das Verbundverhalten beeinflussenden Parametern zusammengefasst.

Blaß et al. [72], [73] schlagen eine Formel für die Berechnung des Ausziehwiderstandes von selbstbohrenden Schrauben in Nadelholz vor. Auf Grundlage von Ergebnissen aus Ausziehversuchen mit unterschiedlichen Schrauben wurde mittels Regressionsrechnungen ein Berechnungsmodell hergeleitet. Das Modell betrachtet Vollgewinde-

schrauben mit einem Durchmesser zwischen 4 mm und 14 mm, einer Einbindelänge zwischen 20 mm und 140 mm, sowie einem Winkel zur Faserrichtung von 45° bis 90°.

Schickhofer et al. [90] beschreiben den Auszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben in Eschen-Brettschichtholz mit einem bilinearen Modell. Die Einflüsse des Schraubendurchmessers, der Rohdichte, der Einschraubtiefe und des Einschraubwinkels zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes werden hierbei berücksichtigt. Bei einem Einschraubwinkel unter 30° zur Faserrichtung wird eine Verminderung des Auszieh Widerstandes der Schrauben mit 1 % für jedes Grad des Winkels vorgeschlagen.

In der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung der SFS-Schrauben Z-9.1-472 [5] vom 01. April 2011 wurden auch Vollgewindeschrauben mit einem Winkel zwischen 0° und 30° zur Faserrichtung zugelassen, allerdings werden diese mit einem Verminderungsfaktor multipliziert, der den charakteristischen Wert des Auszieh Widerstandes linear abmindert. Anbei wird das Modell zusammengefasst:

Der charakteristische Wert des Auszieh Widerstandes wurde hierbei für unter einem Winkel von $0^\circ \leq \alpha < 90^\circ$ eingedrehte Schrauben bei der Beanspruchung auf Herausziehen mittels eines bilinearen Modells festgelegt. Das Modell betrachtet die Abnahme des Widerstandes der Schrauben auf Herausziehen unter einem Winkel kleiner als 45° durch eine lineare Degression des Beiwerts K_{ax} . Hiermit wird der Auszieh Widerstand der Schrauben parallel zur Faser als 30 % des Widerstandes mit einem Winkel von 45° durchgesetzt. Bild 3-11 stellt den Verminderungsfaktor des Modells in Abhängigkeit zum Einschraubwinkel grafisch dar.

Die Gleichungen (3.3) und (3.4) beschreiben die lineare Abhängigkeit des Beiwerts K_{ax} von den Einschraubwinkeln zur Holzfaserrichtung (α).

$$K_{ax} = 0,3 + \frac{0,7 \cdot \alpha}{45^\circ} \quad \text{für} \quad 0^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ \quad (3.3)$$

$$K_{ax} = 1,0 \quad \text{für} \quad \alpha \geq 45^\circ \quad (3.4)$$

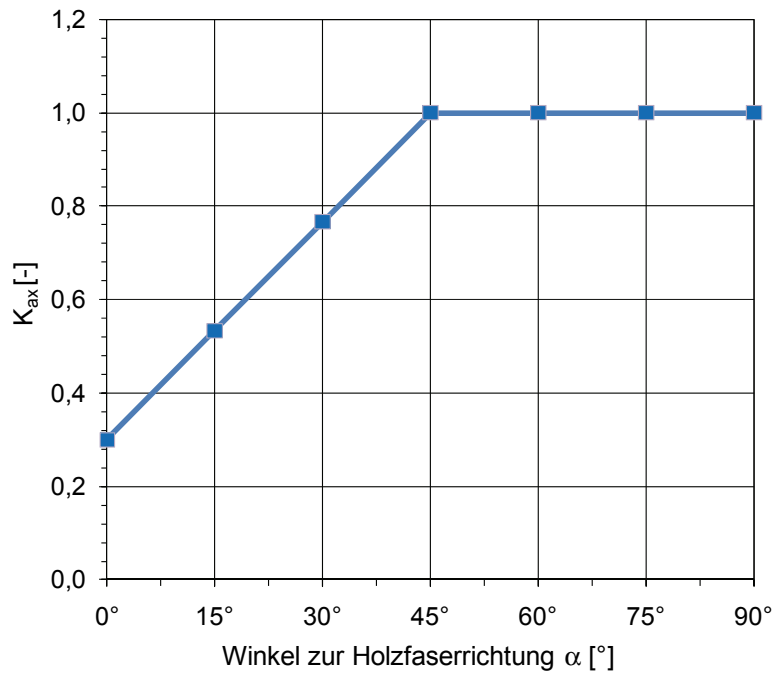


Bild 3-11: Beiwert der Faserwinkel K_{ax} in Abhängigkeit zur Faserwinkel nach der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung der SFS-Schrauben Z-9.1-472 [5] vom 01. April 2011.

Im Allgemeinen kann der charakteristische Wert des axialen Auszieh Widerstands wie folgt beschrieben werden:

$$R_{ax,k} = \frac{a \cdot \rho_k^b \cdot d^c \cdot l_{ef}^g}{\sin^2 \alpha + m \cdot \cos^2 \alpha} \quad (3.5)$$

mit a, b, c, g und m: Beiwerte zur Beschreibung der Funktion.

Tabelle 3-2 stellt eine Zusammenfassung der wichtigsten Ansätze zur Berechnung des charakteristischen Auszieh Widerstands aus den Normen und Fachliteratur sowie den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Schrauben dar.

Ansatz	α [°]	d [mm]	l_{ef}	$R_{ax, k}$
DIN 1052: 2008 [50]	$45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$d \geq 4$	-	$\frac{a \cdot \rho_k^2 \cdot d \cdot l_{ef}}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha}$
DIN EN 1995-1-1[53]	$30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$ $0,60 \leq \frac{d_k}{d} \leq 0,75$	-	$\frac{a \cdot \rho_k^{0,8} \cdot d^{0,5} \cdot l_{ef}^{0,9}}{\sin^2 \alpha + 1,2 \cdot \cos^2 \alpha}$
SIA 265: 2003 [156]	$0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$\frac{d_k}{d} \geq 0,60$	-	$\frac{a \cdot \rho_k \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,8}}{\sin^2 \alpha + 1,5 \cdot \cos^2 \alpha}$
Blaß et al. [72], [73]	$45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$4 \leq d \leq 14$	$20 \text{ mm} \leq l_{ef} \leq 140 \text{ mm}$	$\frac{a \cdot \rho_k^{0,8} \cdot d^{0,5} \cdot l_{ef}^{0,9}}{\sin^2 \alpha + 1,2 \cdot \cos^2 \alpha}$
Schickhofer et al. [90]	$\alpha \geq 30^\circ$	$4 \leq d \leq 20$	-	$\frac{a \cdot \rho_k^{1,7} \cdot d^{0,65} \cdot l_{ef}^{0,94}}{\sin^2 \alpha + 1,2 \cdot \cos^2 \alpha}$
SFS Zulassung Z-9.1-472 [5]	$0^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$	$6,5 \leq d \leq 13$	$l_{ef} \geq 4 d$	$\frac{a(\frac{0,3+0,7a}{45^\circ}) \cdot \rho_k^2 \cdot d \cdot l_{ef}}{1}$
	$\alpha \geq 45^\circ$			$\frac{a \cdot \rho_k^2 \cdot d \cdot l_{ef}}{1}$
Spax Zulassung Z-9.1-449 [4]	$15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$	$8 \leq d \leq 12$	$l_{ef} \geq 4 d$	$\frac{a(\frac{0,3+0,7a}{45^\circ}) \cdot \rho_k^2 \cdot d \cdot l_{ef}}{1}$
	$\alpha \geq 45^\circ$			$\frac{a \cdot \rho_k^2 \cdot d \cdot l_{ef}}{1}$

Tabelle 3-2: Zusammenstellung der wichtigsten Ansätze zur Ermittlung des charakteristischen Auszieh Widerstands der Schrauben.

3.4 Einflussfaktoren auf das Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben

Das Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben wird durch zahlreiche Einflussgrößen beeinflusst. Sie betreffen das Tragverhalten und die Kraftübertragung sowie die dabei wirkenden Verbundmechanismen.

Hierbei stellen die geometrischen Eigenschaften der Schraube und dem damit verbundenen Widerstand in Kombination mit den anisotropen Eigenschaften des Holzes die ausschlaggebenden Einflussgrößen auf das Tragverhalten dar. Auch die Materialeigenschaften des verwendeten Stahls haben neben der Bestimmung der maximal übertragbaren Kräfte der Schrauben auch in Bezug auf die, die Kraftübertragung begleitende, Verformung einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf das Verbundtragverhalten.

Anstatt alle Einflussfaktoren im Detail zu untersuchen, wurden im Rahmen der experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit der Durchmesser und die Verankerungslänge untersucht und detailliert beschrieben. Weitere Einflussgrößen wurden im Rahmen der Literaturrecherche zusammengefasst.

Einfluss der Schraubendurchmesser

Der Durchmesser der Schrauben beeinflusst die gesamte Verbundtragfähigkeit der Schrauben sowohl im Bezug auf die maximale Tragfähigkeit als auch auf die Relativverschiebungen der Kontaktflächen. Dabei spielt nicht nur der Außendurchmesser des Gewindes eine Schlüsselrolle im Tragverhalten, sondern auch der Kerndurchmesser der Schraube oder das Verhältnis des Kerndurchmessers zum Außengewindedurchmesser (d_k/d). Während die DIN 1052:2008 [50] von einer linearen Zunahme des Ausziehwidestands in Abhängigkeit zum Durchmesser der Schrauben, die über ein Gewinde nach DIN 7998:1975 [54] verfügen, ausgeht, distanzieren die anderen Normen (z. B. DIN EN 1995-1-1:2010-12 [53], SIA 265:2003 [156]) sich von der linearen Abbildung des Einflusses der Schraubendurchmesser.

Genauere Untersuchungen von Pirnbacher et al. [135] haben mittels einer Regressionsanalyse die Nichtlinearität beim Zusammenhang zwischen dem Ausziehwidestand der Schraube und dem Durchmesser festgestellt. Dabei wurden allerdings nur Schrauben mit kurzen Einbindelängen bis 15 d auf den maximalen Ausziehwidestand hin untersucht. Pirnbacher et al. [135] haben dabei zwei verschiedene Modelle zur Abbildung des Einflusses der Schrauben vorgeschlagen. Das Erste zeigt eine degressiv lineare (s. Bild 3-12) und das Zweite eine exponentielle Beziehung zum Nenndurchmesser der Schraube.

Sowohl die allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen als auch die ETA-Zulassungen (siehe z. B. [65]) geben gewöhnlich die charakteristischen Werte des Ausziehwidestandes in Richtung der Schraubenachse ($R_{ax,k}$) für die Schraubenfabrikate der Antragsteller der Zulassung an. Dabei wird das Verhältnis zum Nenndurchmesser der Schraube (d) linear abgebildet.

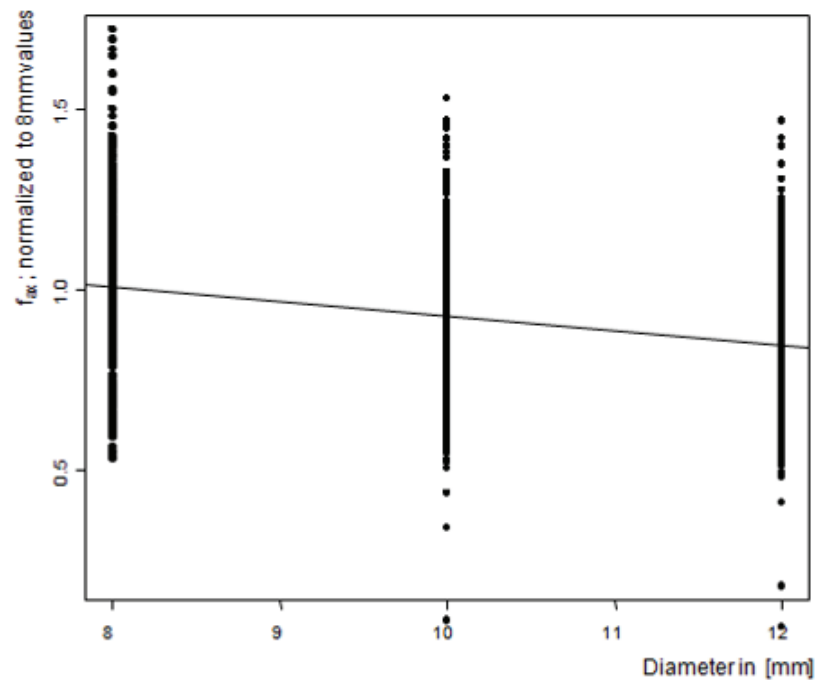


Bild 3-12: Verallgemeinertes Modell zur Abbildung des Einflusses des Schraubendurchmessers nach Pirnbacher et al. [135].

Bild 3-13 stellt eine Zusammenfassung der unterschiedlichen Normen und Vorschriften im Verhältnis zum Nenndurchmesser der Schrauben für einen Einschraubwinkel zur Holzfaserrichtung α von 45° dar.

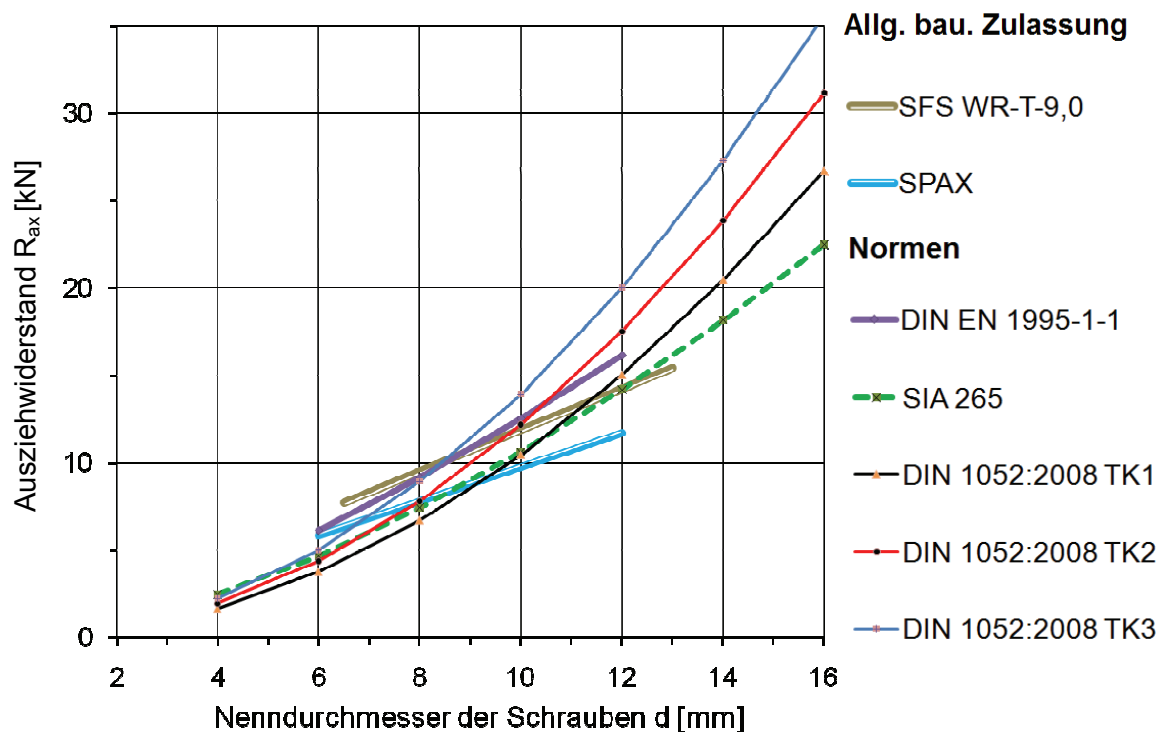


Bild 3-13: Gegenüberstellung des axialen Auszieh Widerstands der Schrauben für einen Winkel zur Faserrichtung α von 45° und einer Einbettungslänge von $10 d$ im Verhältnis zum Nenndurchmesser der Schrauben aus den verschiedenen Normen und Zulassungen.

Hierbei ist die Beziehung zwischen Durchmesser und Auszieh Widerstand in den unterschiedlichen Normen näherungsweise linear abgebildet. Allerdings weichen die Steigungen der verschiedenen Linien stark voneinander ab und die Umsetzung der Formel für eine Einbindelänge $> 10 d$ führt zur Überschreitung der Zugfestigkeit der Schraube. Daher sind die Ansätze nur für kleine Einbindelängen verwendbar.

Einfluss der Temperatur

Pirnacher et al. [134] haben den Einfluss der Temperatur auf den Verbundwiderstand untersucht. Dabei wurden Versuche mit Temperaturen von 50°, 20°, 0° und -20°C durchgeführt. Die verwendeten Schrauben wurden in Brettschichtholz und Vollholz sowohl parallel als auch rechtwinklig zur Faserrichtung eingedreht. Die Versuche haben gezeigt, dass für Schrauben parallel zur Faser kein Einfluss der Temperatur nachweisbar ist. Für die Schrauben, die rechtwinklig zur Faserrichtung eingedreht waren, wurde in Brettschichtholz eine leichte Zunahme der Tragfähigkeit mit zunehmender Temperatur registriert. Im Gegensatz dazu wurde im Vollholz eine Abnahme der Tragfähigkeit mit zunehmender Temperatur festgestellt.

Daher schlägt Pirnacher [134] vor, die Wirkung der Temperatur auf das gesamte Tragverhalten zu vernachlässigen und die Schrauben auf Grund der zunehmenden Spaltgefahr beim Einschrauben nur bei Temperaturen über 5°C einzubauen. Die Untersuchungen haben jedoch keine systematischen Ergebnisse zum Einfluss der Temperatur auf das Tragverhalten geliefert. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Temperatureinfluss nicht untersucht.

Einfluss der Rohdichte

Alle mechanisch-physikalischen Eigenschaften werden durch die Rohdichte des Brettschichtholzes beeinflusst. Mit zunehmender Dichte steigen die Festigkeit, das Quellen und die Wärmeleitzahl des Holzes. Auch die Scherfestigkeit in der Mantelfläche der Holzschrauben wird durch die Rohdichte beeinflusst. Das Zellgefüge ist enger paketierte. Bild 3-14 zeigt exemplarisch die Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Darrdichte, dargestellt anhand von 3199 Datensätzen von Fichtenlamellen aus der Holzforschung München. Die Brettlamellen weisen eine Dicke zwischen 19 mm und 49 mm, eine Breite zwischen 57 mm und 260 mm sowie eine mittlere Feuchte von $u = 11 \%$ [32] auf.

Die Versuche von Glos und Denzler [75], [44] haben gezeigt, dass ein starker Zusammenhang zwischen der Rohdichte und Scherfestigkeit in Abhängigkeit von der Jahrringorientierung existiert. Dabei kann auf Grund der starken Streuung der Schubfestigkeit dieser Zusammenhang nicht als signifikant bezeichnet werden.

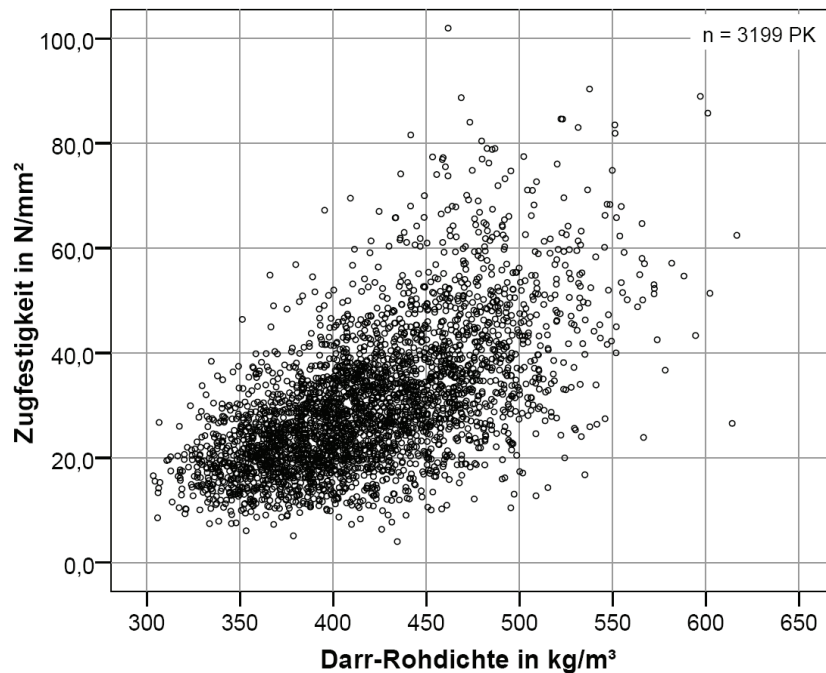


Bild 3-14: Zusammenhang zwischen Zugfestigkeit und Darrdichte für 3199 Probekörper, aus [32].

Die Untersuchungen von Hübner [89] haben ebenfalls eine Korrelation zwischen der Scherfestigkeit der Schraubenmantelfläche und der Rohdichte gezeigt. Durch Regressionsanalysen wurde ein Korrekturfaktor von $(\rho_{\text{mean}} / \rho_i)^{1,6}$ vorgeschlagen, wobei ρ_i die Rohdichte des jeweiligen Probekörpers und ρ_{mean} den Mittelwert der Rohdichte der untersuchten Proben darstellt.

Das Bild 3-15 zeigt eine Gegenüberstellung der unterschiedlichen Werte der axialen Auszieh Widerstände einer Vollgewindeschraube mit einem Durchmesser von 12 mm, einer Einbindelänge von 10 d und einem Einschraubwinkel von 45° aus den verschiedenen Normen und allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen. In dem Berechnungsmodell nach der DIN 1052:2008-12 [50] für genormte Schrauben wurde die Rohdichte des Nadelholzes in Abhängigkeit vom quadratischen Wert der charakteristischen Rohdichte ρ_k in kg/m^3 , jedoch höchstens 500 kg/m^3 , eingesetzt.

Hierbei sind auch die Ansätze ausschließlich für kurze Einbindelänge geeignet. Während der Ansatz nach DIN 1052 und die allg. bauaufsichtlichen Zulassungen die Abhängigkeit zur Rohdichte als quadratische Funktion beschreiben, ist diese Abhängigkeit in der SIA:2003 als linear beschrieben und in Eurocode 5 (DIN 1995-1-1) als Exponentialfunktion mit einem Exponenten von 0,8 erfasst.

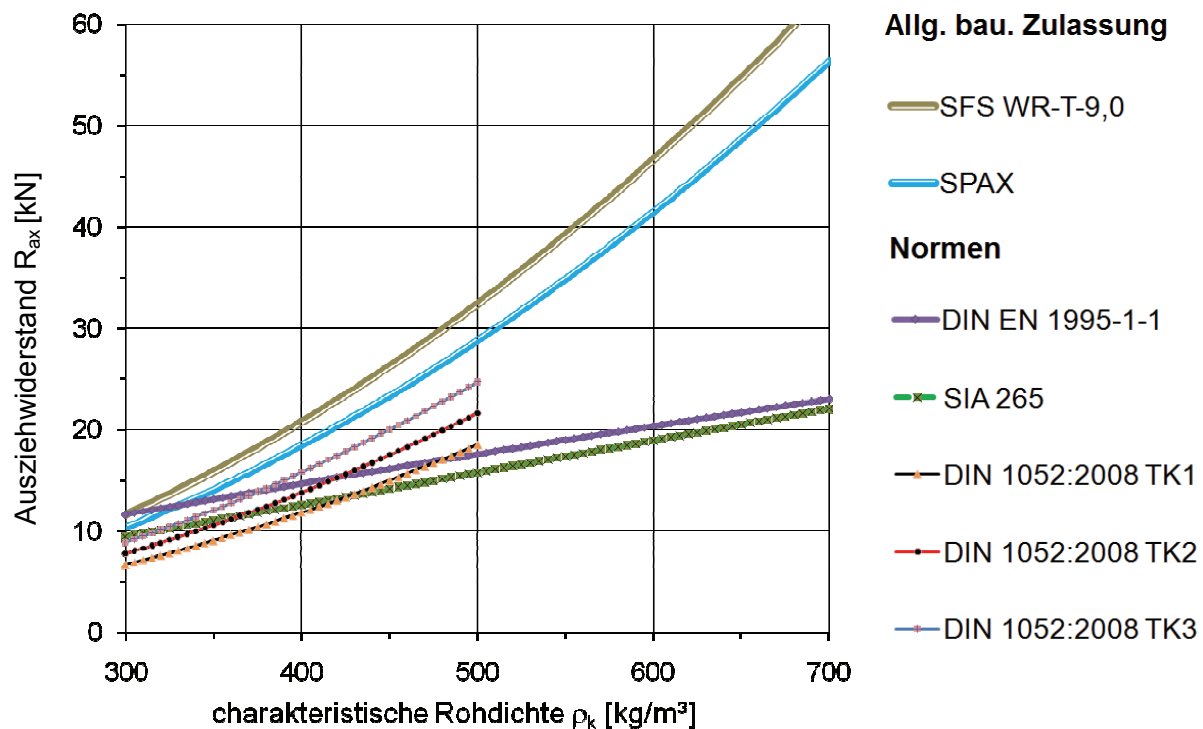


Bild 3-15: Gegenüberstellung der axialen Auszieh Widerstände der Schrauben in Abhängigkeit von der charakteristischen Rohdichte für einen Winkel zur Faserrichtung α von 45° , einen Durchmesser von 12 mm und eine Einbettungslänge von 10 d aus den verschiedenen Normen und Zulassungen im Verhältnis zum Nenndurchmesser der Schrauben.

Einfluss der Feuchtigkeit

Auch der Einfluss der Holzfeuchte auf das Tragverhalten wurde von Pirnbacher et al. [134] untersucht. Dabei wurden Proben mit vier Feuchtigkeitsstufen mit den Werten 19 %, 14 %, 9 % und 0 % (ofentrocken) aus Vollholz und Brettschichtholz jeweils parallel und senkrecht zur Faserrichtung getestet.

Eine Abminderung der Scherfestigkeit an der Schraubenmantelfläche von 5 % für eine Holzfeuchte von 20 % im Vergleich zum Referenzwert bei 12 % wurde hierbei anhand der Versuchsergebnisse vorgeschlagen. Daher wurde empfohlen für die Nutzungsklasse 2 den Beiwert für die Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte mit $k_{mc} = 0,95$ festzusetzen. Weiterhin wurde für Holzfeuchten unterhalb von 10 % ein starker Anstieg des Anteils der Sprödbüche festgestellt. Durch kleinere Risse im Prüfkörper wurde eine Abminderung der Auszieh Widerstände auf 88 %, bezogen auf die Werte bei einer Holzfeuchte von 12 %, festgestellt.

Einfluss des Winkels zur Holzfaserrichtung

Der Winkel zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung hat eine Schlüsselfunktion in der Beschreibung des Tragverhaltens des Verbunds zwischen Schraube und Holz. Neben dem mechanischen Einfluss auf die Materialeigenschaften und dadurch die Kraftübertragung beeinflusst der Winkel zur Faserrichtung sowohl die bei der Kraftübertragung entstehenden Verbundmechanismen als auch die mechanischen Widerstände der Haft- und Scherverbund signifikant.

Obwohl die verschiedenen Normen und Zulassungen die Ausziehkräfte der Schraube in mehr oder weniger ähnlichen Funktionen abbilden, weichen die Beschränkungen und die Abminderungen des Ausziehkräftes deutlich voneinander ab. Die Einwirkung der Winkel zur Faserrichtung wird meistens beschrieben mit $a/(b \cdot \sin^2 \alpha + c \cdot \cos^2 \alpha)$, wobei a , b und c Konstanten sind.

Blaß et al. [30] haben den Einfluss des Winkels auf die Ausziehtragfähigkeit der Schrauben für kleine Einbindelängen von $4d$ in 15° -Schritten für Winkel zwischen 0° und 90° durchgeführt. Für die Versuche wurden Proben aus Vollholz der Holzart Fichte (picwa abies) verwendet, wobei das Vollholz nach Verfahren 1 der DIN EN 28970:1991-07 [56] für einen charakteristischen Wert der Rohdichte von $\rho_k = 410 \text{ kg/m}^3$ ausgesucht und im Bereich der Schraube fehlerfrei eingeordnet wurde. Dabei wurde ein deutlicher Einfluss des Einschraubwinkels bei Schrauben mit kleineren Gewindesteigung (p) und größeren Verhältnissen zwischen Kern- und Gewindeaußendurchmesser (d_k/d) festgestellt (s. Bild 3-16 insbesondere der Durchmesser $7,5 \text{ mm}$).

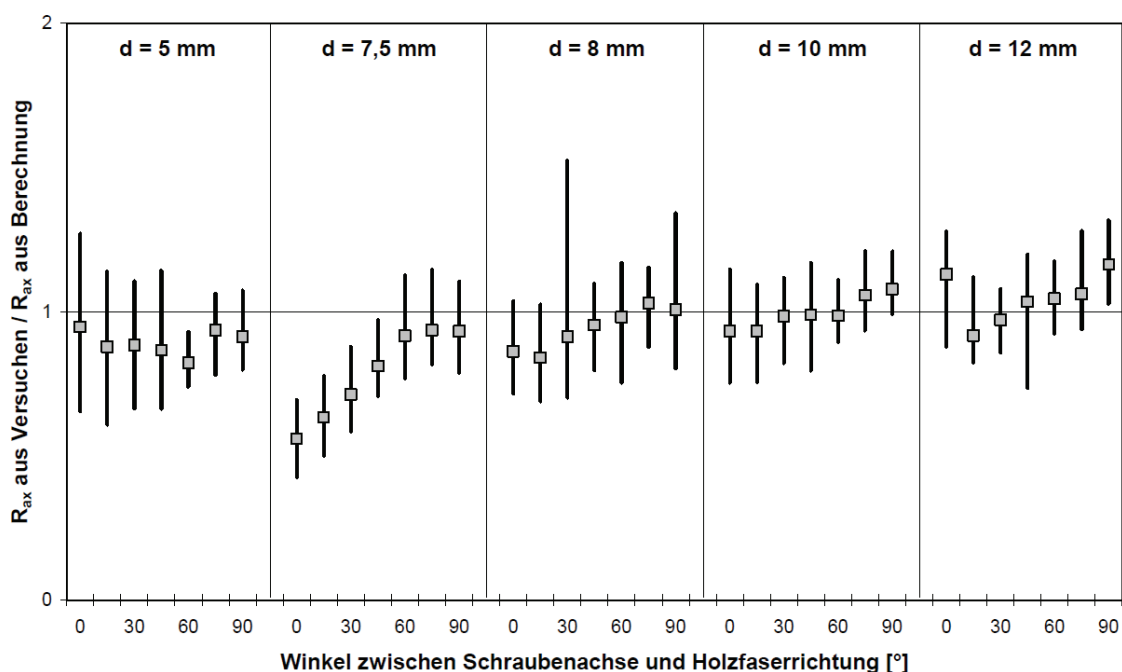


Bild 3-16: Verhältnis zwischen den Versuchswerten und den gemäß in der Regressionsanalyse vorgeschlagenen Formel berechneten Werten der Ausziehkräfte für Schrauben mit Durchmessern von 5, 7,5, 8, 10 und 12 mm, aus [30].

Ein Vorschlag zur Abbildung der Einwirkung der Winkel zur Holzfaserrichtung wurde anhand von Regressionsanalysen mit $1/(1,2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha)$ ausgelegt [30].

Bild 3-17 zeigt eine Gegenüberstellung des Auszieh Widerstands nach den unterschiedlichen Normen und bauaufsichtlichen Zulassungen für Schrauben mit einem Nenn-durchmesser von 10 mm, einer Holzdichte von 460 kg/m^3 , sowie einer Einschraubtiefe von 200 mm (20 d). Zum Zweck einer einheitlichen Gegenüberstellung wurden die Werte der Gleichung aus der SIA 265:2003 [156], Kap. 6.5.3.5 unter der Kennzeichnungsnummer 102 mit dem Verhältniswert $\gamma_M / \eta_M = 1,7$ multipliziert.

Die Ergebnisse des Zahlenbeispiels im Bild 3-17 mit großen Unterschieden in den Auszieh Widerständen der Schrauben in Abhängigkeit zum Einschraubwinkel sowohl zwischen den Normen als auch zwischen den Normen und den unterschiedlichen Zulassungen verdeutlichen den Bedarf einer präzisen Erfassung und Beschreibung des Verbundverhaltens zwischen Schrauben und Holz.

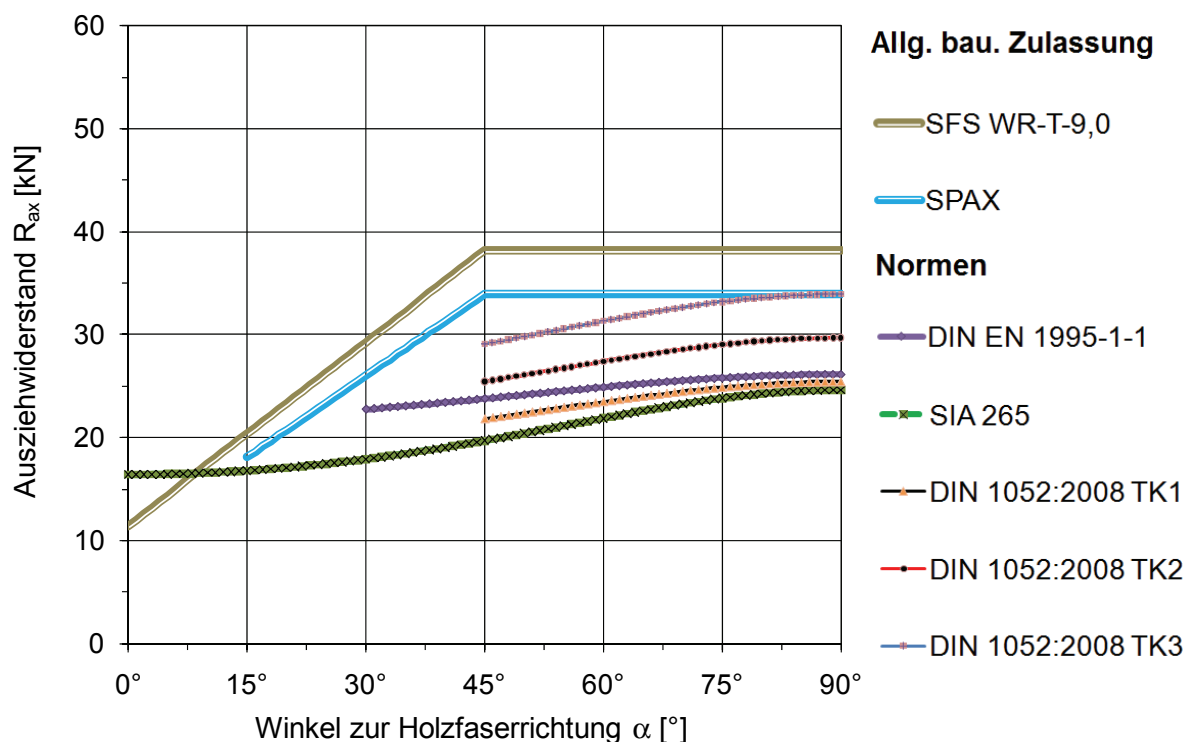


Bild 3-17: Gegenüberstellung der axialen Auszieh Widerstände der Schrauben in Abhängigkeit zum Winkel zur Faserrichtung α für Schrauben mit einem Durchmesser von 10 mm, einer Einbettungslänge von 20 d bei einer Holzroh-dichte von 460 kg/m^3 aus der verschiedenen Normen und Zulassungen.

Zusätzliche Einflussgrößen beeinflussen das Tragverhalten der Schrauben sowie die Kraftübertragung zwischen den Schrauben und dem Holz auf unterschiedliche Weise. Dazu zählen die Einwirkung von Schraubenspitze, Längsriss und Einbindetiefe. Diese Einflüsse werden im Rahmen der experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit im Detail beschrieben.

Vergleichbarkeit der mechanischen Eigenschaften von Vollgewindeschrauben unterschiedlicher Hersteller

Um eigene Erkenntnisse zum Trag- und Verbundverhalten von Schrauben unterschiedlicher Hersteller im Vergleich zu erhalten, wurden eigene Ausziehversuche an Probekörpern mit Vollgewindeschrauben gleicher Dimensionen und Abmessungen, aber unterschiedlicher Hersteller für eine Einbindelänge von $l_p = 20 d$ und Winkel zwischen Schraube und Faserrichtung von 0° , 30° und 60° durchgeführt [17]. Dabei wurden die Relativverschiebungen zwischen Schraube und Holz am Krafteinleitungspunkt sowie am Ende der Verbundzone mittels induktiven Wegaufnehmern gemessen. Die untersuchten Fabrikate zeigten nur geringe Abweichungen im elastischen Bereich, was sowohl für die maximalen Verbundtragfähigkeiten der Schrauben als auch für das Last-Verschiebungs-Verhalten gilt. Die Versuche ergaben jedoch, dass besonders bei faserparalleler Verschraubung der Einfluss von Herstellungsungenauigkeiten relevant ist [171]. Bei einem Schraubenfabrikat führte die vergleichsweise unregelmäßige Gewindegeometrie zu geringeren Tragfähigkeiten und Verbundsteifigkeiten. Zusammengefasst können die Unterschiede im Verbundverhalten für die untersuchten Fabrikate im Gebrauchszustand (Schubverformungen) als marginal bezeichnet werden. Erst im Bruchzustand können die differenzierten Verbundtragverhalten in Abhängigkeit vom Einschraubwinkel zur Faserrichtung beschrieben werden. Eine ausführliche Beschreibung der Versuchsergebnisse ist in [17] aufgeführt.

3.5 Langzeitverbundverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen

Das Verbundmedium zwischen Schraube und Holz wird auf Grund seiner Materie und Materialität durch die bekannten Einflüsse auf das Tragverhalten des Stoffes Holz aus Kriechen, Temperaturänderung, Quellen und Schwinden geprägt. Dabei sind sie allerdings bedingt durch die strukturelle und funktionelle Fähigkeit der Verbundschicht in der Kraftübertragung mit Verformung des Mediums. Durch eine dauernde Belastung kommt es zur Zunahme der Verformungen in der Verbundschicht und zur Abnahme des Verbundwiderstands. Dieses Phänomen wird Verbundkriechen genannt und führt zur Spannungumlagerung entlang des Verankerungsbereichs der Schraube. Weiterhin führt es bei einer Überschreitung der maximal unter Langzeit übertragbaren Belastung zu einem vorzeitigen Verbundversagen.

Der Einsatz der mit Vollgewindeschrauben bewehrten Holzbauelemente setzt eine Absicherung des Verbundtragverhaltens und der Kraftübertragung zwischen Schraube und Holz auch unter Langzeitbelastung voraus. Diese werden bedingt durch die rheologischen Phänomene in Brettschichtholz, die durch die wechselnden klimatischen Einwirkungen wie Temperatur und Feuchtigkeit, beeinflusst werden. Das Langzeitverhalten von mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben bewehrten Holzquerschnitten soll durch experimentelle und theoretische Untersuchungen abgesichert werden. Aufbauend auf die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Kenntnisse zum Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben unter kurzzeitigen Beanspruchungen, wird das Langzeitverhalten grundlegend erörtert.

Die im Ingenieurholzbau zeitabhängigen Phänomene lassen sich unter vorwiegend statischer Dauerbeanspruchung auf die Retardation (Kriechen) und Relaxation (Spannungsabbau) beschränken. Hierbei wird den Kriechvorgängen, in denen die zeitliche Zunahme der Verformungen unter einer konstanten Spannung auf Grund der Beschränkung der Gebrauchstauglichkeit der Tragstruktur erfolgt und sowohl einen reversiblen elastischen, als auch einen bleibenden, plastischen Anteil umfasst, mehr Interesse geschenkt. Im Gegenteil dazu wird der Spannungsrelaxation, worunter die zeitliche Abnahme der Spannung bei konstanter Verformung ausgedrückt wird, weniger Aufmerksamkeit gewidmet. Dabei beeinflussen viele Faktoren die Intensität des Kriechens und der Spannungsrelaxation, wie etwa die Temperatur, die Holzfeuchte, die Holzart, der Ausnutzungsgrad und die Kraft-Faser-Orientierung. In jedem Werkstoff sind Deformationen stets mit Energiedissipation verbunden, wobei beide Phänomene auf die gleichen mikro- und makromolekularen Strukturänderungen im rhombisch anisotropen Werkstoff Holz zurückzuführen sind [132].

Im folgenden Kapitel werden zuerst die Grundlagen zum zeitabhängigen Materialverhalten des Baustoffes Holz erläutert, weiterhin die Vorgehensweisen zusammengefasst und darüber hinaus die bekannten Methoden in der Betrachtung des Verbundkriechens (Bond-Softening) erläutert.

3.5.1 Einflüsse auf das Kriechen von Holz

Zahlreiche Faktoren beeinflussen das Kriechverhalten des anisotropen und im Bezug auf sein mechanisches Verhalten feuchtigkeitsabhängigen Werkstoffs Holz.

Anbei sind die wichtigsten Einflussgrößen zusammengefasst:

Feuchtigkeit

Der zelluläre Aufbau und die organische Materialsubstanz machen aus Holz einen in Bezug auf sein mechanisches Verhalten in Grenzen feuchtigkeitsabhängigen Werkstoff und dessen Kriechverhalten. Das Kriechen ist bei trockenem Klima gering und nimmt mit zunehmender Feuchtigkeitsbelastung zu.

Der Einfluss auf das Biegekriechen von Vollholz (Buche) für ein Normalklima von 20 °C / 65 % relativer Luftfeuchtigkeit, Feuchtklima von 20 °C / 95 % relativer Luftfeuchtigkeit, Wechselklima zwischen 20 °C / 25 % relativer Luftfeuchtigkeit und 20 °C / 95 % relativer Luftfeuchtigkeit mit einer Zyklendauer von je 2x24 h und natürlichem Außenklima unter einem Dach mit einem Belastungsgrad von 20 % ist im Bild 3-18 nach Gressel [80] mittels eines Kriechfaktors $\varphi_t = f_t/f_0$ (f_t Durchbiegung zum Zeitpunkt t und f_0 elastische Durchbiegung) dargestellt.

In früheren Untersuchungen hat Gressel [78] weiterhin zur rechnerischen Erfassung von Kriechvorgängen neben der Buche andere Holzarten wie Kiefer und Fichte durch Anpassungs-Regression das Biegekriechverhalten mit Kriechfunktionen erfasst.

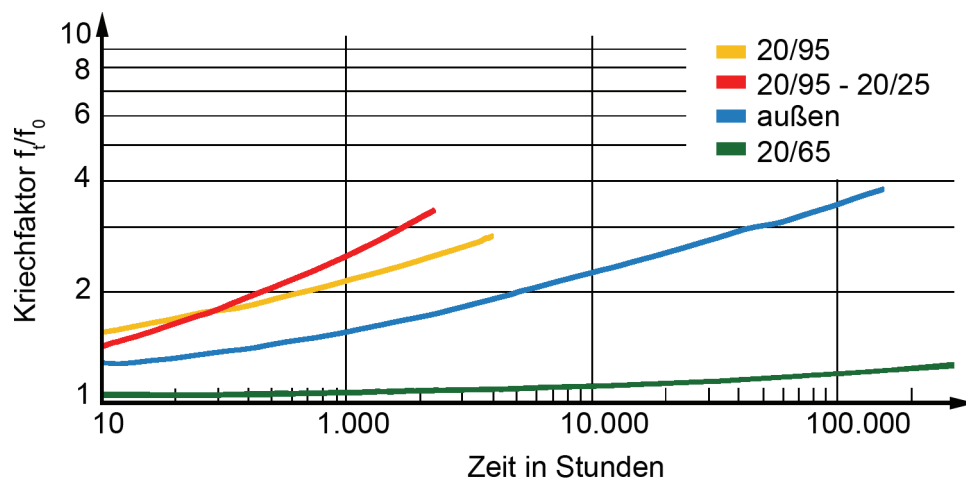


Bild 3-18: Einfluss der Klimabeanspruchung auf das Biegekriechen von Vollholz (Buche) nach Gressel [80].

Man erkennt an der roten Kurve (Bild 3-18), dass die Beanspruchung der Versuchskörper im Wechselklima die höchste Intensität des Kriechens hervorruft. Die grüne und gelbe Kurve macht den eklatanten Unterschied zwischen dem trockenen und feuchten Klima in Bezug auf die Kriechverformungen deutlich.

Belastungsart und -grad

Noch ausgeprägter als bei anderen Verbundmaterialien beeinflusst die Belastungsart als auch der Belastungsgrad das Maß des Kriechens und bestimmen dadurch die Einwirkung des Kriechens auf die Gebrauchstauglichkeit des Tragwerkes. Der Kriechfaktor in Abhängigkeit vom Belastungsgrad, dem Verhältnis von dauerhaft aufgebrachter Spannung bezogen auf die im Kurzzeitversuch ermittelte Bruchspannung (in %) und in Abhängigkeit von der Belastungsart ist in Bild 3-19, a am Beispiel von Fichtenholz dargestellt. Danach ist das Kriechen unter Zugbeanspruchung parallel zur Faser am geringsten geringer als das Biege-Kriechen und Druck-Kriechen parallel zur Faser; das Torsions-Kriechen ist am stärksten ausgeprägt und erreicht etwa das Zwei- bis Dreifache des Biege-Kriechens; das Kriechen bei Querkzug- und Querdruckbeanspruchung ist stärker ausgeprägt als bei Biegung und Druck parallel zur Faser.

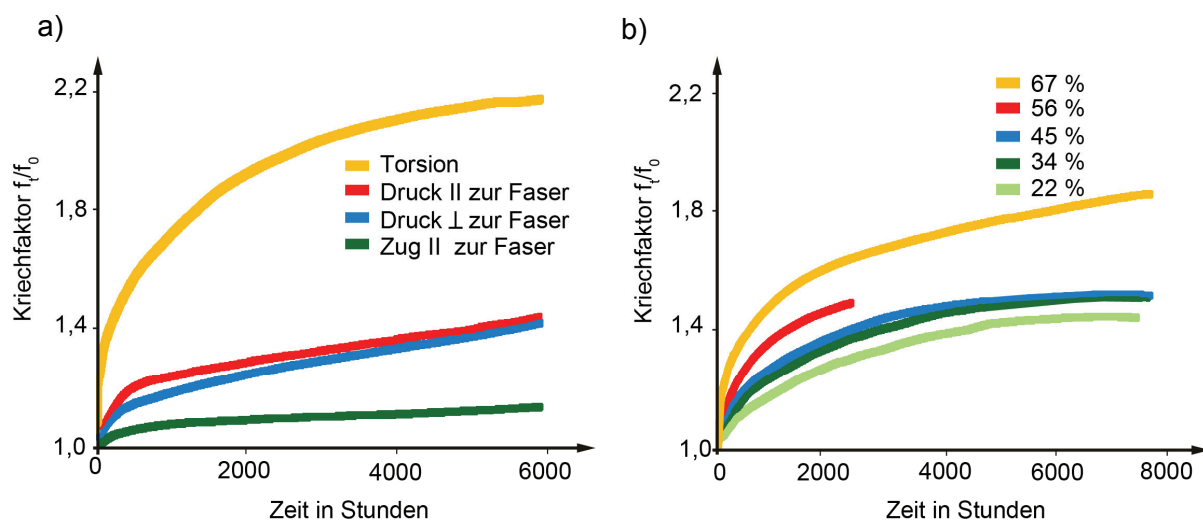


Bild 3-19: Kriechfaktor f_t/f_0 von Fichte; Klima 20/55; in Abhängigkeit von: a) der Beanspruchungsart mit einem Belastungsgrad 20-30 %; b) Belastungsgrad, nach Gressel [79].

Bild 3-19, b stellt beispielhaft die Kriechfaktoren von Vollholz (Fichte) in Abhängigkeit vom Belastungsgrad für Biegekriechen mit Konstantklima von 20 °C / 55 % relativer Luftfeuchtigkeit dar, wobei die nicht lineare Zunahme des Kriechfaktors mit der Zunahme des Belastungsgrads deutlich zu erkennen ist.

Temperatur

Unterschiedliche Spannungswerte und Temperaturen führen im Allgemeinen zu unterschiedlichen Kriechverformungsmechanismen, allerdings zeichnen Tragwerke aus Holz sich dadurch aus, dass in der Praxis der Einfluss der Temperatur nicht als ausschlaggebend einzustufen ist. Versuchsergebnisse von Davidson [42] sowie Kingston und Budgen [104] haben gezeigt, dass die Verformungen in dem Bereich zwischen 20 - 50 °C nahezu linear zunehmen und relativ gering mit der Temperaturerhöhung

steigen. Allerdings nimmt die Kriechgeschwindigkeit bei Temperaturen über 50 °C stark zu (s. Bild 3-20).

Zu beachten ist, dass sich die temperaturabhängigen Kriechverformungen mit den holzfeuchteabhängigen Verformungen auf Grund der Holzfeuchteabhängigkeit des Kriechens überlagern. Daher werden Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit im Zusammenhang angegeben. Am ungünstigsten wirkt sich eine Temperaturänderung auf hohem Niveau bei gleichzeitiger Änderung der Holzfeuchte aus [116].

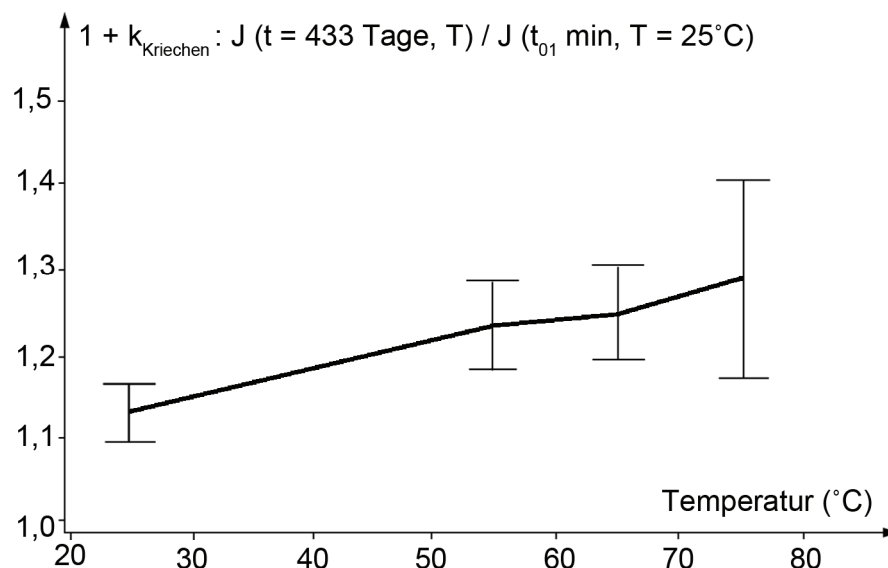


Bild 3-20: Temperatureinfluss auf den Kriechfaktor bei faserparallelen Biegebeanspruchungen mit 12 % Holzfeuchte, aus [122].

Da hohe Temperaturen > 55 °C selten in der Praxis auftreten, sind die Einflüsse der Temperatur weniger relevant als die Feuchtigkeitsänderung und werden in Kombination mit der Holzfeuchte angegeben. Weiterhin führt ein Holzfeuchtewechsel im hygroskopischen Bereich zu einer Querschnittänderung infolge Quellens und Schwindens. Der Elastizitätsmodul in diesem hygroskopischen Bereich nimmt mit steigender Holzfeuchte ab, während sich der Querschnitt und damit das Flächenträgheitsmoment bei einer Holzfeuchtezunahme vergrößert.

Da keine Untersuchungen des Verbundkriechens von Vollgewindeschrauben in Brett-schichtholz bekannt sind, werden im Folgenden die bekannten Ansätze und Untersuchungen zum Kriechverhalten von eingeleimten Gewindestangen und Nägeln zusammengefasst sowie Untersuchungen zum Langzeitverhalten von Schrauben in Brettsperrholz erläutert.

3.5.2 Langzeitverhalten von eingeleimten Gewindestangen

Die vorhandenen Kenntnisse und die Ergebnisse der zahlreichen Forschungsarbeiten in den letzten zwanzig Jahren über das Verbundtragverhalten von geleimten Gewindestangen liefern, trotz der grundsätzlichen Unterschiede zum Verbundtragverhalten von

Vollgewindeschrauben, auch eine generelle Basis für die Beschreibung des Langzeitverhaltens von langen Holz-Metall-Verbundelementen.

Untersuchungen von Ehlbeck und Erhardt [62] zur Tragfähigkeit von eingeleimten Gewindestangen nach Langzeitbelastung von sechs Jahren unter wechselnder Klima beanspruchung haben gezeigt, dass kein Abfall der Traglast durch die Langzeitbelastung festgestellt werden konnte. Allerdings beziehen sich die Ergebnisse auf wenige Versuchskörper, bei denen die mittleren Haftspannungen im Langzeitversuch nur 20 bis 30% der Kurzzeitfestigkeit betrugen. Aicher und Dill-Langer [2] haben jedoch die Langzeitwirkung der Belastung an in Brettschichtholz faserparallel eingeleimten Gewindestangen in Kombination mit der Wirkung der Feuchtigkeit und Temperatur an unterschiedlichen Leimarten untersucht. Die Proben mit Epoxidharz haben ein gutes Langzeitverhalten bei Temperaturen unter 50 °C und unter unterschiedlichen Feuchtigkeitsverhältnissen nachgewiesen. Jedoch handelte es sich bei den Untersuchungen um eine Dauer von sechs Monaten mit einer Belastungsgrenze zwischen 70 – 80 % der Kurzzeitbelastung.

Weitere Untersuchungen des Langzeitverhaltens von mit Epoxidharz eingeleimten Gewindestangen wurden an den Anschlüssen von Rahmenecken sowie axial beanspruchten Gewindestange parallel und rechtwinklig zur Faserrichtung von Fragiaco et al. [68], [69] durchgeführt. Die Langezeitbelastungen aller Versuchskörper hatten eine Mindestdauer von 275 Tagen; weiterhin wurden die Werte der Temperatur und der Holzfeuchtigkeit kontinuierlich aufgezeichnet. Hierbei wurden zusätzlich jeweils drei unbelastete Referenzproben zur Beobachtung der Einwirkung der Temperatur und der relativen Luftfeuchtigkeit auf den Kriechvorgang untersucht. Die Messung der Verformungen und der Relativverschiebungen der axial beanspruchten Gewindestangen wurde mit Dehnungsmessstreifen und Potentiometern durchgeführt. Bild 3-21 stellt exemplarisch die Ergebnisse der langfristig axial belasteten und mit Epoxidharz eingeleimten Gewindestangen für die Belastung parallel zur Holzfaserrichtung (links) und senkrecht dazu (rechts) dar.

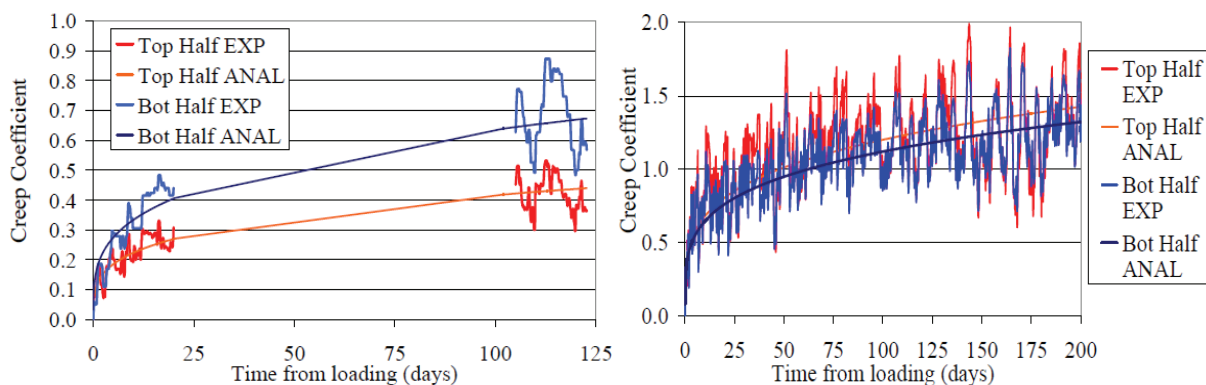


Bild 3-21: Kriechbeiwert der langzeitigen Ausziehversuche an mit Epoxidharz eingeleimten Gewindestangen parallel zur Faser (links) und senkrecht zur Faser (rechts), aus [68].

Die Versuchsergebnisse (s. Bild 3-21) der langfristig axial beanspruchten Gewindestangen in Brettschichtholz aus neuseeländischer Monterey-Kiefer (*Pinus radiata*) haben anhand der experimentellen und analytischen Untersuchungen einen Kriechbeiwert für die Beanspruchung parallel zur Faserrichtung zwischen 1.0 und 3.0 gezeigt, während er bei der Beanspruchung senkrecht zur Faserrichtung zwischen 4.0 und 8.0 (bezogen auf eine Lebensdauer von 50 Jahren, ermittelt mit einem Prädiktionsmodell) liegt.

3.5.3 Langzeitverhalten von Nägeln und genormten Schrauben

Reyer und Bretländer [143] haben die Tragfähigkeit von Nägeln und genormten Schrauben im Hirnholz unter Langzeit-Abscherbelastung im Wechselklima untersucht. Dabei wurden Sechskant-Holzschrauben nach DIN 571:2010-11 [49] (Teilgewinde) verwendet. Außerdem wurden Lastwechsel zwischen zwei Klimaten, welche sich ca. alle 77 Tage regelmäßig abwechselten, festgelegt. Das erste Klima entsprach dem Hallen-Klima (20 °C und ca. 35 % relative Luftfeuchte), während für das zweite Klima ein Klimazelt mit darin befindlicher relativer Luftfeuchtigkeit > 90 % bei (20 °C) eingerichtet wurde. Weiterhin beschränkten sich die Ausziehversuche auf Nägel. Dabei wurde beobachtet, dass die wechselnde Feuchtigkeit bei ausreichender Verankerungslänge zu keinem vorzeitigen Versagen der Nägel geführt hat. Langzeit-Abscher-Versuche unter zyklischem Wechselklima hatten jedoch eine Verfestigung im Verankerungsbereich zur Folge. Eine Verstärkung der Verformung nach dem zweiten Klimawechsel war zu erkennen, wobei die Resultierende aus den Sorptions- bzw. Desorptionvorgängen im Holz [143] eine Abnahme der zeitlichen Verschiebungen nach dem ersten Klimawechsel aufzeigte.

Uibel und Blaß [173] haben die Notwendigkeit der zuverlässigen Übertragung der Belastung durch die Schrauben auch bei Langzeitbelastung der Schrauben unter Klimawechseln erkannt und das Langzeitverhalten für Schraubenverbindungen in den Schmalflächen von Brettsperrholz untersucht, um Aussagen über das Langzeitverhalten in Brettsperrholz zu ermöglichen. Dabei wurden sowohl Ausziehversuche als auch Zug-Scherversuche mit faserparallel in einer Brettlage eingedrehten, selbstbohrenden Holzschrauben durchgeführt. Dafür ist ein Beobachtungszeitraum von drei Jahren im Freien unter einer Überdachung angesetzt worden. Dabei wurde die Bemessungsgrenze auf 70 % des Bemessungswertes der Tragfähigkeit für einen Modifikationsbeiwert von $k_{\text{mod}} = 0,8$ bei den auf Herausziehen beanspruchten Schrauben definiert. Die Versuche behandeln allerdings hierbei das Langzeitverhalten von Schrauben mit kurzen Einbindelängen in Brettsperrholz ohne Erfassung der Relativverschiebungen zwischen Schrauben und Holz oder dieser in Abhängigkeit zur tatsächlichen Belastung der Schrauben. Ergebnisse dieser Untersuchungen wurden noch nicht veröffentlicht.

3.5.4 Normative Regelung zum Langzeiteffekt

In den aktuellen Normen wird der Langzeiteffekt auf verschiedene Art und Weise betrachtet, wobei neben dem Modifikationsbeiwert für die Lasteinwirkungsdauer und

der Feuchtegehalt k_{mod} , der von Nutzungsklasse, Klasse der Lasteinwirkungsdauer und Baustoff abhängt und in der Tabelle F.1 der DIN 1052:2008-12 [50], sowie in der Tabelle 3.1 der DIN EN 1995-1-1:2010-12 [53] angegeben ist, ausschlaggebend ist. Dabei liegen die Werte des Modifikationsbeiwerts k_{mod} für Brettschichtholz zwischen 0,5 und 1,10. Dieser betrachtet allerdings nur die Änderung in der Tragfähigkeit des Werkstoffes auf Grund der Langzeiteinwirkung der Belastung in der Kombination mit der Feuchte. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit soll laut der Anforderung der DIN 1052:2008-12 [50], SIA 265:2003 [156] sowie der DIN EN 1995-1-1:2010-12 [53] für die Ermittlung der Verbundmittelsteifigkeit k_u die Verbundmittelsteifigkeit des Gebrauchszustandes k_{ser} um 2/3 abgemindert werden. Ein expliziter Wert zur Betrachtung der Langzeiteinwirkung auf den Auszieh Widerstand der Schrauben oder der Nachgiebigkeit des Verbunds zwischen Schraube und Holz ist nicht vorhanden. Die neuseeländische Norm NZS 3603:1993 [161] schreibt eine Verminderung der Festigkeiten mit einem Kriechfaktor k_1 von 0,6 für die ständige Belastung mit Einwirkungsdauer von mehr als fünf Jahren und 0,8 für quasi-ständige Belastung mit Lasteinwirkungsdauer von sechs Stunden bis fünf Jahren vor. Die gleichen Werte benutzt die amerikanische Norm NDS-2012 [7], wobei die Grenze zwischen ständiger und quasi-ständiger Belastung auf 10 Jahre ausgedehnt wurde.

3.5.5 Einflussgrößen auf das Tragverhalten beim Verbundkriechen

Neben der Einwirkung der Langzeitbelastungen können unterschiedliche Umgebungs-klimabedingungen im Regelfall die mit selbstbohrendem Schrauben bewehrten Holzbauteile beeinflussen.

Die durch die einwirkende Dauerlast verursachten Langzeitbeanspruchungen rufen in Zusammenhang mit den klimatischen Randbedingungen Kriechverformungen hervor. Hierbei sind derartige Verformungen der Verbundschicht für eine Traglastminderung verantwortlich. Eine Reduzierung der Verbundtragfähigkeit aufgrund des Verbundkriechens wird zur Reduzierung der Verbundspannung führen und dadurch zur erheblichen Verlängerung der Verankerungslänge der Schrauben. Durch die Überlagerung der Langzeitwirkung und der klimatischen Beanspruchungen entstehen Kriechverformungen im Verbundmedium, die zur Verminderung der Verbundspannung führen und durch eine zusätzliche Verankerungslänge ersetzt werden können, um die Aufnahme der im Vergleich zu kurzzeitigen Belastungen fehlenden Spannungen zu ermöglichen. Weder die Einwirkung der Langzeitbelastung auf das Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen, noch die Wirkung von klimatischen Wechseln ist erforscht.

Zwischenbilanz:

Das unterschiedliche Verbundtragverhalten zwischen den verschiedenen Bewehrungsarten und Materialien, die im Bauwesen in den unterschiedlichen Einsatzgebieten sowohl im Neubau als auch in nachträglichen Verstärkungen gefunden haben, hat Gemeinsamkeiten in der phänomenischen Beschreibung sowie in der experimentellen Ermittlung und in der analytischen Modellierung. Die Komplexität der Verbundmechanismen und die dabei stattgefundenene Kraftübertragung verlangt eine genaue Abbildung der einwirkenden Randbedingungen im Versuchskörper sowie der Versuchsanordnung. Die unterschiedlichen Verbundgesetze in der Fachliteratur veranschaulichen die Wichtigkeit der Wahl des Prüfverfahrens.

In allen Untersuchungen der Verbundprobleme sind die Ausziehversuche ein Kernelement für alle experimentellen Untersuchungen des verschieblichen Verbundes. Für gezielt ausgewählte Parameterkombinationen und unter definierten Randbedingungen eignen sich i. d. R. Dehnkörper, die durch die Erfassung der Dehnungen Rückschlüsse auf die Kraftübertragung und Spannungsumlagerung zulassen und dadurch eine genaue Beschreibung des Verbundverhaltens ermöglichen.

Neben dem Dehnungsverlauf im Verankerungsbereich entscheidet die Verbundsteifigkeit über die Verteilung der zu übertragenden Zugkräfte auf die vorhandene Bewehrung. Dabei nimmt die Unterscheidung zwischen isotropen und anisotropen Baustoffen eine Schlüsselrolle in der Beschreibung des Verbundverhaltens, sowie den bei der Kraftübertragung auftretenden Verbundmechanismen, ein.

4. Analytische Beschreibung der Spannungsverhältnisse in mit Vollgewindeschrauben bewehrten Holzbauteilen anhand der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes

4.1 Herleitung

Im Gegensatz zum starren Verbund, wo theoretisch keine Verschiebung zwischen den verbundenen Materialien auftritt, erfolgt im verschieblichen Verbund die Kraftübertragung zwischen den verbundenen Stoffen durch das Verbundmedium, das hierbei auf die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften der verbundenen Baustoffe durch Relativverschiebung reagiert. Diese Relativverschiebung ist von den Eigenschaften des Verbundmediums, sowie von den vielen anderen Parametern, wie z. B. Oberflächenbeschaffenheit, Querpressungen, Reibungskräften abhängig. Auf Grund der Komplexität in der Kraftübertragung durch den verschieblichen Verbund und die durch die Relativverschiebung freigelassene Energie, stellt sich die analytische Beschreibung der Verbundmechanismen als komplex dar und erfordert die Wahl einer Ansatzfunktion.

Eine Möglichkeit zur analytischen Beschreibung des Tragverhaltens des verschieblichen Verbunds ist die Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds. Durch ein Gleichgewicht der Kräfte an einem differentiellen Element lässt sich die Differentialgleichung aufstellen (vgl. Dondorff [57]).

In den 60er Jahren hat Rehm [141] einen Lösungsalgorithmus zur Verbundkraftübertragung in Stahlbetonbauteilen mittels der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes aufgestellt. Dabei wurde die Annahme des elastischen Verhaltens von Stahl und Beton und die Abhängigkeit der Relativverschiebung von der Verbundspannung formuliert. Durch ein bekanntes Verbundgesetz kann die Beziehung zwischen der Spannung und der Verschiebung für die unterschiedlichen Werte in der Differentialgleichung implementiert werden.

Die Differentialgleichung (DGL) des verschieblichen Verbundes kann auch auf mit Vollgewindeschrauben bewehrte Holzquerschnitte angewandt werden. Hierbei sind jedoch die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften des Holzes im Bezug auf Druck und Zug sowie im Bezug auf die Belastungsrichtung parallel und senkrecht zur Faserrichtung, welche i. d. R. durch die anisotropen Eigenschaften des Holzes beschrieben werden, zu betrachten. Jedoch ist der Einschraubwinkel der Schraubenbewehrung der maßgebende Parameter des Tragverhaltens. Es entsteht ein DGL-System mit zwei gekoppelten Gleichungen, wobei zwischen Bereichen, in denen sowohl Schraubenstahl als auch Holz durch eine Relativverschiebung Kraft übertragen und Bereichen, in denen die beiden die gleichen Dehnungen erfahren, zu unterscheiden ist. Ein ähnliches Verfahren wurde von Pörtner [137] und Schober [151] für FVK-verstärkte Holzträger verwendet.

Die Erweiterung des Algorithmus, um das Tragverhalten des verschieblichen Verbundes zwischen Vollgewindeschrauben und Holz beschreiben zu können, verlangt es weiterhin die Ergänzung um folgende Annahmen analog zu Rehm [141]:

- Linear-elastisches Werkstoffverhalten für Holz, Vollgewindeschraube und Verbundmedium.
- Ebenbleibende Verbundquerschnitte in dem betrachteten Schnitt.
- Die Kontinuitätsbedingung in Abhängigkeit von der Verbundspannung von der Relativverschiebung zwischen Schraube und Holz, unterdessen die Kraftübertragung nur durch Relativverschiebung und eine kontinuierliche Verbundspannung, die von der Relativverschiebung abhängig ist, erfolgen kann. Hierbei werden alle anderen Verbundarten, wie z. B. Haftverbund, Reibungsverbund, in der Beziehung zwischen der Verbundspannung und der Relativverschiebung integriert.

Bild 4-1 zeigt schematisch ein differentielles Holzelement der Länge dx mit der Darstellung der Spannungen in Holz und Schraube.

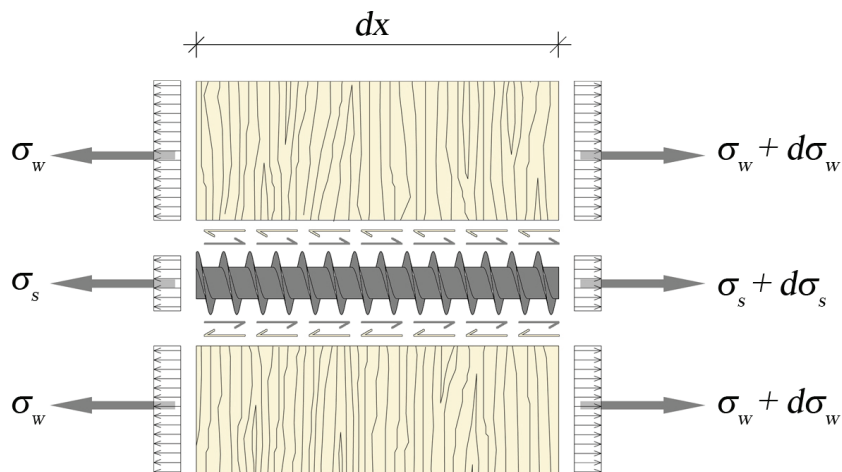


Bild 4-1: Differentielles Element eines mit Vollgewindeschraube bewehrten Holzquerschnitts.

Bei der Betrachtung des nominalen Durchmessers der Schraube d_s kann aus den Gleichgewichtsbedingungen die Änderung in der Schraubenspannung mit der Summe der Verbundkräfte gleichgesetzt werden:

$$\frac{d\sigma_s(x)}{dx} = \frac{\tau_b(x) \cdot U_s}{A_s} \quad (4.1)$$

$$d\sigma_s(x) = \frac{4\tau_b(x)}{d_s} dx \quad (4.2)$$

Unter Betrachtung des äußeren Gleichgewichts entspricht die Änderung in der Holzspannung über die Länge d_x der Summe der Verbundkräfte:

$$\frac{d\sigma_w(x)}{dx} = \frac{\tau_b(x) \cdot U_s}{A_w} \quad (4.3)$$

$$d\sigma_w(x) = \frac{4 \cdot \pi \cdot d_s \cdot \tau_b(x)}{A_w} dx \quad (4.4)$$

Der Elastizitätsmodul im Brettschichtholz ist von der Beanspruchungsrichtung abhängig. Das Verhältnisse zwischen dem E-Modul parallel und senkrecht zur Faserrichtung liegt damit bei etwa $E_{\parallel} / E_{\perp} \approx 30$ [157].

Siemers [157] schlug zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von Brettschichtholz vor, die Elastizitätsmatrix auf zweidimensional zu reduzieren, wodurch eine hinreichende Genauigkeit vorhanden ist und hat in Anlehnung an [113] die Transformation der Elastizitätsmatrix hergeleitet. In dem um den Winkel α gedrehten Koordinatensystem ergibt sich der Elastizitätsmodul E' durch:

$$E' = E_{\parallel} \cdot \cos^4 \alpha + 2 \cdot (E_{12} + 2 \cdot G) \cdot \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha + E_{\perp} \cdot \sin^4 \alpha \quad (4.5)$$

Möhler [118] gibt eine empirische Beziehung, um den E-Modul in Abhängigkeit zur Faserrichtung des Holzes zu beschreiben. Hierbei ist die Beziehung anhand der Versuchsmessergebnisse folgende:

$$E_{\alpha} = \frac{E_{\parallel} \cdot E_{\perp}}{E_{\perp} \cdot \cos^3 \alpha + E_{\parallel} \cdot \sin^3 \alpha} \quad (4.6)$$

Dabei stellt dieses vereinfachte Verfahren die Zusammenhänge des E-Moduls vom Kraft-Faserwinkel α in Abhängigkeit zu Elastizitätsmodulen parallel und senkrecht zur Faserrichtung dar. Durch diese mathematische Beschreibung kann anhand der Winkel zwischen Faserrichtung und Kraftrichtung das elastische Tragverhalten in einfacher Form ermittelt werden (vgl. Bild 4-2). Diese Gleichung wurde in der analytischen Implementierung der anisotropen Eigenschaften des Verbundmediums in der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds angewendet (vgl. Abschnitt 4.3).

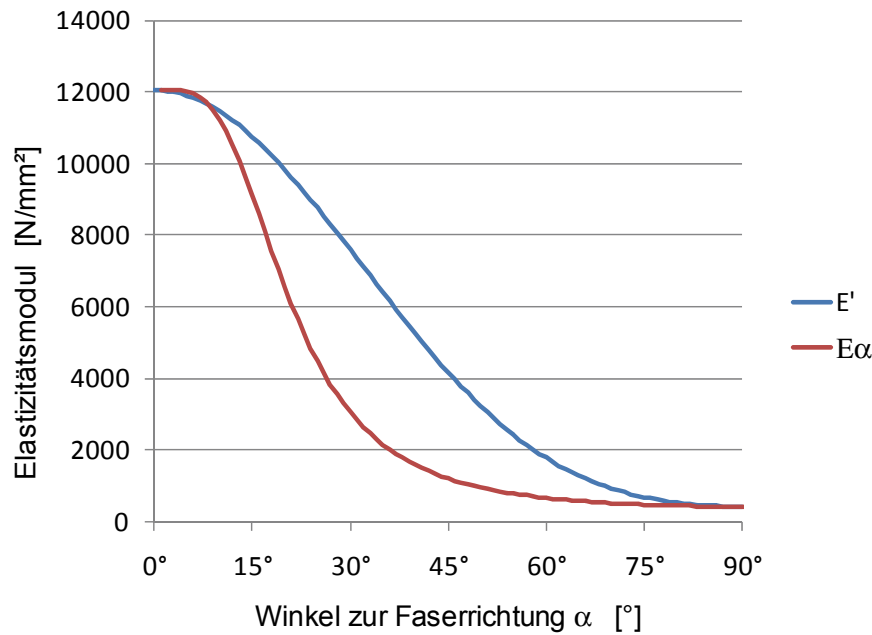


Bild 4-2: Elastizitätsmodul von Brettschichtholz in Abhängigkeit zum Winkel zwischen Faser- und Krafrichtung α .

Unter Voraussetzung eines linearen Verhaltens des Holzes und des Schraubenstahls erhält man durch die Verwendung des Hook'schen Gesetzes:

$$\varepsilon_s(x) = \frac{\sigma_s}{E_s}, \quad \varepsilon_w(x) = \frac{\sigma_w}{E_w(\alpha)} \quad (4.7)$$

Auf Grund des unterschiedlichen Tragverhaltens des Holzes in Faserrichtung und quer zur Faser wird hier der E-Modul in der Gleichung (4.6) in Abhängigkeit zum Winkel zwischen Schraube und Holzfaser (α) beschrieben.

Die Relativverschiebung zwischen Schraube und Holz am Differentialelement dx kann unter der Voraussetzung der Kontinuität in der Beziehung zwischen der Verbundspannung und der Relativverschiebung und der Verträglichkeitsbedingung wie folgt berechnet werden:

$$\frac{ds(x)}{dx} = \varepsilon_s(x) - \varepsilon_w(x) \quad (4.8)$$

Die Differentiation der Gleichung (4.8) ergibt:

$$\frac{d^2s(x)}{dx^2} = \frac{1}{E_s} \cdot \frac{d\sigma_s(x)}{dx} - \frac{1}{E_w(\alpha)} \cdot \frac{d\sigma_w(x)}{dx} \quad (4.9)$$

Das Einsetzen der Gleichgewichtsbedingung aus den Gleichungen (4.2) und (4.9) ergibt:

$$\frac{d^2 s(x)}{dx^2} = \frac{1}{E_s} \cdot \frac{4 \cdot \tau_b(x)}{d_s} - \frac{1}{E_w(\alpha)} \cdot \frac{4 \cdot \pi \cdot d_s \cdot \tau_b(x)}{A_w} \quad (4.10)$$

Hierbei kann die Verbundspannung in Abhängigkeit von der Relativverschiebung (s) und der Rohdichte des Holzes (ρ) beschrieben werden. Durch die Eintragung der Verbundspannungsfunktion $\tau_b(x)$ in die Gleichung (4.10) ergibt sich folgende Differentialgleichung zweiter Ordnung:

$$\frac{d^2 s(x)}{dx^2} = 4 \cdot f(s, \rho) \cdot \left(\frac{1}{E_s \cdot d_s} - \frac{1}{E_w(\alpha)} \cdot \frac{\pi \cdot d_s}{A_w} \right) \quad (4.11)$$

Die rechnerische Erfassung der Kraftübertragung mittels des verschieblichen Verbunds zwischen Schraube und Holz in Abhängigkeit vom Winkel zwischen der Schraube und der Holzfaserrichtung ist hierbei durch die Zusammenhänge in der Gleichung (4.11) gegeben. Die sich ergebende Problematik der mathematischen Lösung wird im folgenden Abschnitt erläutert.

4.2 Lösungsansätze

Die Voraussetzung für die mathematische Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes ist die mathematische Beschreibung der Beziehung zwischen der Relativverschiebung zwischen Holz und Schraube sowie der Verbundspannung. Dabei ermöglicht die Beschreibung des E-Moduls des Holzes in Abhängigkeit zum Winkel zwischen den Schrauben und der Holzfaserrichtung die einfache Implementierung der elastischen Eigenschaften des anisotropischen Werkstoffes Holz.

Im Rahmen der analytischen Untersuchungen dieser Arbeit wurde zur Abbildung des Zusammenhangs zwischen der Verbundspannung und der Relativverschiebung eine nichtlineare Abhängigkeit mittels einer Potenzfunktion angenommen, wobei als erste Näherung die Ansätze für Vollgewindeschrauben mit einer kurzen Verbundlänge nach [22], [72], [73] umgestellt und dadurch eine Abhängigkeit der Relativverschiebung von der Verbundspannung abgeleitet wurde.

Die Integration der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes stellt ein nichtlineares Randproblem zweiter Ordnung dar. Mit Hilfe der Definition der Winkel zur Faserrichtung sowie der nicht linear abgeleiteten Beziehung zwischen der Relativverschiebung und der Verbundspannung, ist die Gleichung direkt lösbar.

Mit dem Verfahren der numerischen schrittweisen Integration (vgl. Bild 4-3) lässt sich die Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds für beliebige Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Beziehungen lösen.

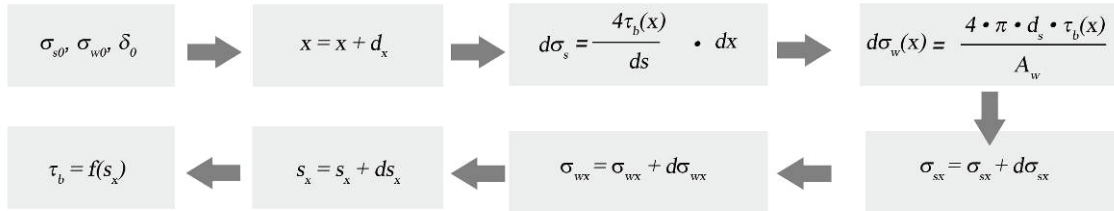


Bild 4-3: Lösungsalgorithmus für Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes mit der numerischen schrittweisen Integration.

Bei der schrittweisen Integration handelt es sich um ein iteratives Verfahren, in dem der Kraftübertragungsbereich in endliche kleine Elemente mit der Länge d_x unterteilt wird und die Randbedingungen am Anfang und Ende des Kraftübertragungsbereichs als Erfüllungskriterien dienen. Dies bedeutet, dass die numerische schrittweise Integration mit n Schritten so oft wiederholt wird, bis die Randbedingungen erfüllt werden. Die Wiederholung erfolgt hierbei mit einer verbesserten Anfangsrelativverschiebung. Bild 4-4 stellt die differentiellen Zusammenhänge der Spannungen und der Relativverschiebungen zwischen Stahl und Holz für die schrittweise Integration dar. Über die Elementlänge von d_x kann von abschnittsweise konstanten Verbundspannungsverläufen und damit von linearen Schrauben- und Holzspannungen ausgegangen werden.

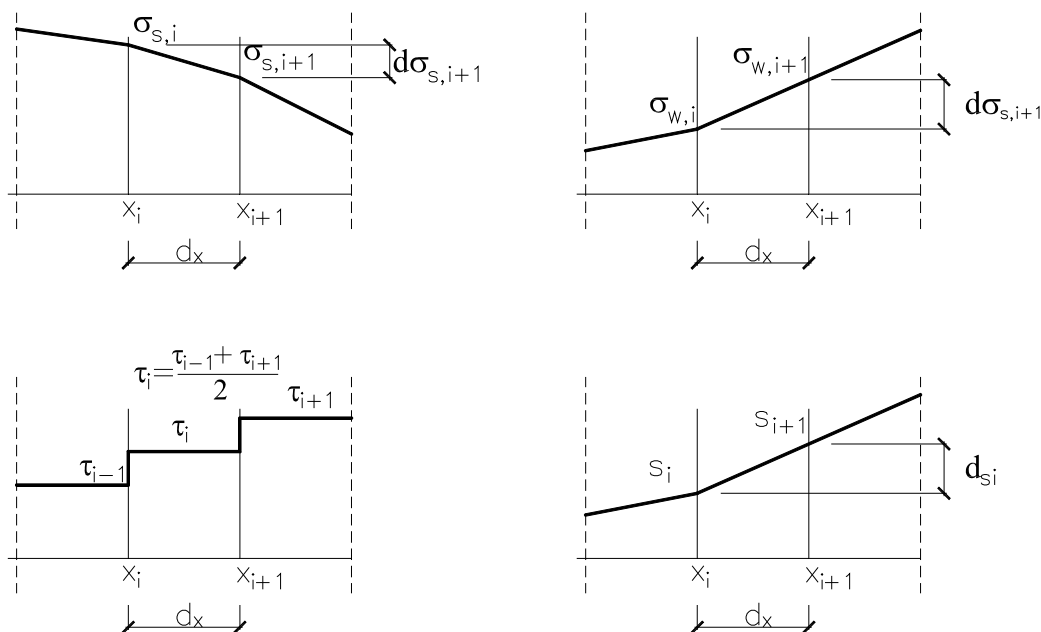


Bild 4-4: Differentielle Zusammenhänge der Spannungen und der relativen Verschiebungen zwischen Stahl und Holz für die schrittweise Integration.

Der Rechenalgorithmus arbeitet iterativ und am Ende werden folgende Randbedingungen überprüft:

- An der Lasteinleitungsstelle ($x = 0$) treten keine Spannungen im Holz auf ($\sigma_w = 0$).
- An der Stelle, wo die Kraft ins Holz eingeleitet wird ($x = l_u$), treten keine differentialen Verschiebungen zwischen den beiden Komponenten der Verbundmatrix auf. Dies ergibt sich aus der Verträglichkeitsbedingung, die ab dieser Stelle erfüllt wird.

Die beiden Randbedingungen können wie folgt formuliert werden:

Randbedingung im Bereich ($0 \leq x \leq l_u$)

$$\begin{aligned} s(x=0) &= 0; \\ \frac{ds(x=0)}{dx} &= 0 \end{aligned} \tag{4.12}$$

Übergangsbedingung an der Stelle $x = l_u$

$$\begin{aligned} \varepsilon_s &= \varepsilon_w \\ \frac{ds_s(x=l_u)}{dx} &= \frac{ds_w(x=l_u)}{dx} \end{aligned} \tag{4.13}$$

4.3 Analytische Implementierung der anisotropen Eigenschaften des Verbundmediums in der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds

Die Implementierung der anisotropen Eigenschaften in der analytischen Beschreibung des Verbundmediums soll das Verformungstragverhalten und die Spannungsverteilung in der Schraube und dem Holz abbilden. Aufbauend auf den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit und mit Hilfe einer systematischen Analyse der Versagensbilder der verschiedenen Versuchskörper in Abhängigkeit zum Winkel zwischen den Schrauben und der Holzfaserrichtung α kann die Beschreibung der anisotropen Materialeigenschaften neben dem veränderlichen Elastizitätsmodul durch den Parameter Flächenanteil A_w erweitert werden.

Hierbei reagiert das Verbundmedium auf die Belastungszunahme mit unterschiedlichen Flächen senkrecht zur Belastung, welche die beteiligte verschiebliche Verbundschicht bilden. Trotz der unterschiedlichen Steifigkeiten der Verbundschicht, welche mittels unterschiedlicher Elastizitätsmodulen mathematisch abgebildet sind, reicht die-

se Vereinfachung zur richtigen Abbildung der experimentellen sowie der numerischen Simulation des in dieser Arbeit abgebildeten Tragverhaltens nicht aus (vgl. Kapitel 9).

Die anisotropen Eigenschaften der Verbundschicht und die Verformbarkeit der Matrix senkrecht zur Faserrichtung führen zu einer breiten Flächenbeteiligung in der Kraftübertragung durch die Verschieblichkeit der schwachen Matrix senkrecht zur Faserrichtung. Weiterhin verursacht die Parallelität zur Faserrichtung eine Abscherung der schwachen Matrix rechtwinklig zur Faserrichtung, da die geringe Steifigkeit der Faser nicht die Verformbarkeit der benachbarten Schichten aktiviert.

Aufbauend auf dieser Analyse wird eine Erweiterung des Lösungsalgorithmus der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes auf Grund der Versagensbilder um die Breite b_w die Mantelfläche der Schraube ergänzt. Der über den erweiterten Ansatz erfasste Verformungsanteil in der Verbundzone wird nach der Elastizitätstheorie berechnet. Im linear-elastischen Bereich ergibt sich die Verformung der beteiligten Fläche in der Verformung (A_w).

Neben der Betrachtung der mechanischen Eigenschaften der Verbundschicht werden darüber hinaus die unterschiedlichen Flächen der Verbundzone in der schrittweisen Integration der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes als zusätzlichen Parameter betrachtet. Bild 4-5 stellt das Konzept der Lösung dar, wobei der Einflussbereich aus den Flächen der Verbundzone in Abhängigkeit zum Winkel zur Faserrichtung festgelegt wird.

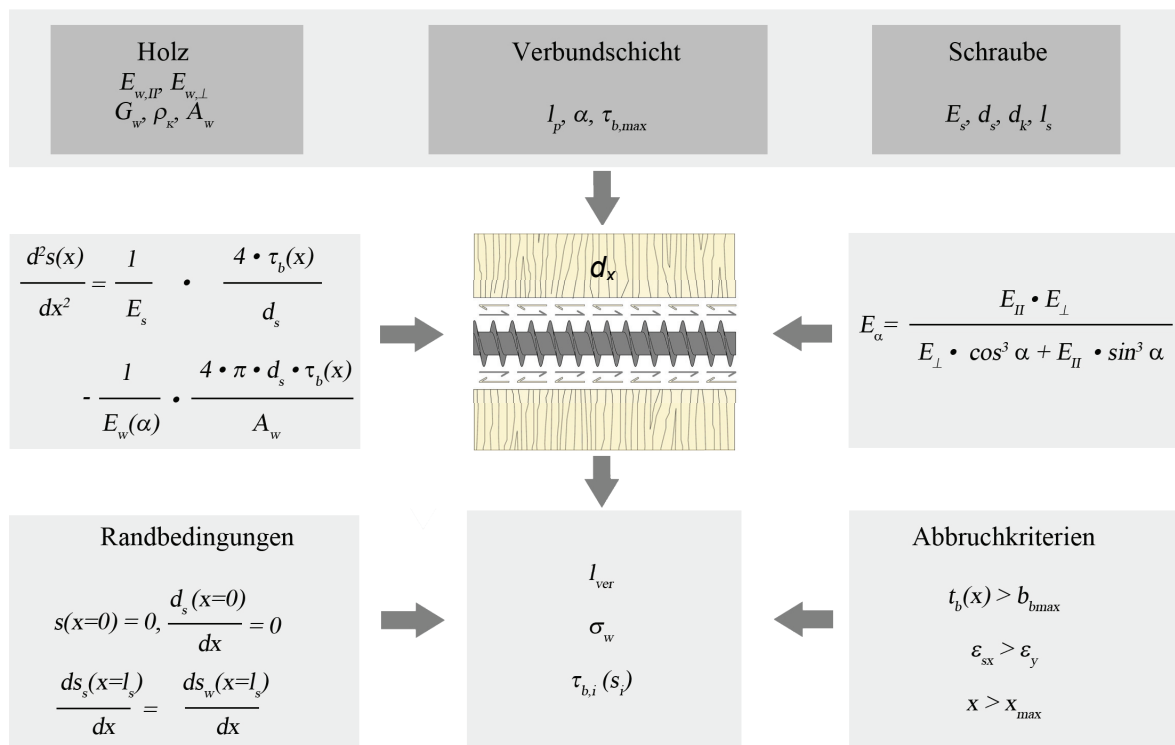


Bild 4-5: Erweiterter Lösungsalgorithmus für die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes mit den wesentlichen Abläufen der numerischen schrittweisen Integration sowie der Betrachtung des Verformungsanteils der Verbundzone.

In der Definition des Einflussbereichs der Schraube wird hierbei eine vereinfachte Annahme aufbauend auf den experimentell gewonnenen Kenntnissen getroffen: Der Einflussbereich der Schraube parallel zur Faserrichtung wird bezüglich seiner Beteiligung in der Kraftübertragung als kreisförmig betrachtet; der Einflussbereich der Schraube senkrecht zur Faserrichtung als ellipsenförmig. Für die Winkel α zwischen 0° und 90° wird vereinfachend ein lineares Verhältnis angenommen (s. Bild 4-6). Dadurch kann diesen Winkeln eine Form zwischen Ellipse und Kreis linear in Abhängigkeit zum Winkel zugeordnet werden. Diese Annahmen wurden anhand der Bruchbilder und eigenen Voruntersuchungen getroffen [17] und wurden anschließend durch numerische Untersuchungen gefestigt und bestätigt (vgl. Kapitel 8).

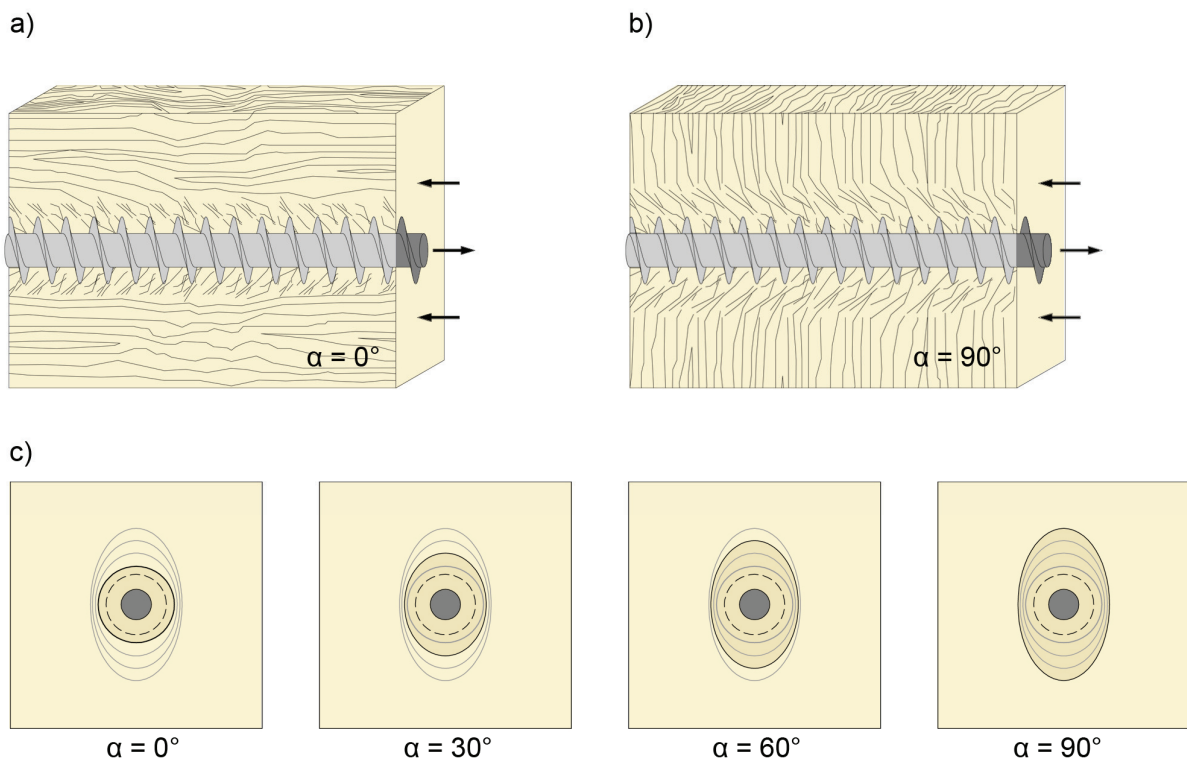


Bild 4-6: Graphische Darstellung der in dem erweiterten Lösungsalgorithmus angenommenen Einflussbereich der Schraube mit verschiedenen Winkel zur Holzfaserrichtung (α): Längsschnitt entlang einer Schraube a) parallel zur Faserrichtung, b) rechtwinklig zur Faserrichtung, c) Querschnitte der Schrauben mit Winkeln zur Holzfaserrichtung von 0° , 30° , 60° und 90° .

Aufbauend auf die in Kapitel 9 erläuterten Fachwerkmodelle und das mechanische Modell, das anhand der Ergebnisse der Ausziehversuche kalibriert wurde (vgl. Kapitel 7), kann die quantitative Ermittlung des Flächenanteils (A_w) gleich dem Wert der verformten Fläche (A_{ver}), auf die die mittlere Verbundspannung (τ_m) ein-

wirkt, angenommen werden. Diese kann in Abhängigkeit von dem Winkel der Zugsringzone (γ) aus der Gleichung (9.16) in Kapitel 9 ermittelt werden.

Rechenalgorithmus

Als Anfangsparameter werden die Schraubeneigenschaften Elastizitätsmodul, Nenn-durchmesser sowie ein Korrektur-Faktor in Abhängigkeit zur Kernfläche der Schraube eingegeben. Als zweite Parameter sind die Materialeigenschaften des Holzes zu definieren. Hierbei werden die Elastizitätsmodule parallel und senkrecht zur Faserrichtung sowie der Winkel zwischen Schraube und Holzfaserrichtung eingegeben. In einem zweiten Schritt wird der Einflussbereich der Mantelfläche des Holzes definiert und im Rahmen der Berechnung in Abhängigkeit zum Winkel zur Faserrichtung in einem explizit dafür entwickelten Algorithmus optimiert (vgl. vorheriger Abschnitt).

Daraufhin werden die maßgeblichen Eigenschaften des Verbunds zwischen den beiden Materialien definiert, wobei sowohl die vorhandene Einbindelänge als auch die Kraft die auf die Schraube wirkt, eingegeben werden.

Eine Relativverschiebung (Schlupf) am Bauteilrand wird im vorgeschlagenen Algorithmus geschätzt, dabei werden in den Berechnungsalgorithmen der Verbundspannungen entlang der Kraftübertragungszone gerechnet. Der Berechnungsprozess unterteilt in einem ersten Schritt den Verbundbereich in diskrete Elemente, wobei die Breite der Elemente manuell einstellbar ist. Danach erfolgt die Berechnung der weiteren Verbundkennwerte. Dieser Schritt beinhaltet außerdem die Berechnung der Form der aktiven Verbundfläche des Holzes, sowie ihren Flächeninhalt.

Der iterative Verlauf der Berechnung erfolgt anhand einer Schleife und durchläuft alle diskreten Elemente. Nach Ende der inneren schrittweisen Integration werden die Randbedingungen geprüft; schließlich werden die Eingangswerte iterativ verbessert (s. g. „äußere Iteration“) bis die vorgegebenen Randbedingungen erfüllt sind.

Aufbauend auf diesen theoretischen Überlegungen wird nachfolgend das Verfahren zur Ermittlung des tatsächlichen Tragverhaltens anhand der Datensätze, die aus den experimentellen Untersuchungen gewonnen wurden, beschrieben und ausgewertet. Im Kapitel 7 werden die experimentellen Untersuchungen detailliert beschrieben.

4.4 Auswertung des Tragverhaltens von mit Schrauben bewehrten Holzquerschnitten

Im Rahmen einer Parameterstudie wurden die Verbundkraftübertragung und die zugehörigen Spannungsverhältnisse mittels der numerischen schrittweisen Integration der Differentialgleichungen untersucht. Die Ergebnisse der Parameterstudie sind beispielhaft für vier verschiedene Winkel zur Holzfaserrichtung (0° , 30° , 60° und 90°) und einem Schraubendurchmesser von 12 mm in den Bildern 4-7 bis 4-10 dargestellt. Die Randbedingungen wurden entsprechend der Auflagersituationen der Versuchskörper sowie den Verbundlängen der Schrauben aus den Ausziehversuchen (vgl. Kapitel 6, Abschnitt) gewählt.

Eine Unterbrechung der Kraftübertragung zwischen Stahl und Holz kann durch die Entstehung von Rissen im Holz hervorgerufen werden. Diese Risse können einerseits als Folge des Querkuges im Querschnitt und andererseits durch belastungsbedingte Ausbreitung der bereits vorhandenen Schwind- und Mikrorisse entstehen. Die Schraube muss bei einer Unterbrechung der Kraftübertragung die Zugspannung im Holz wieder einleiten. Infolge einer Erstrisslast ergibt sich eine Holzquerzugspannung von $\sigma_{r,\perp} = 1,0 \text{ N/mm}^2$ bei einer Holzgüte von GL 24h, die bei einem Schraubendurchmesser von 12 mm nach [4] in einer Stahlspannung von $905,4 \text{ N/mm}^2$ resultiert. Auf Grund des unterschiedlichen Verbundverhaltens (vgl. Abschnitte 3.1 und 3.2) in Abhängigkeit zum Einschraubwinkel leitet der Stahl die Risskraft nach unterschiedlichen Verankerungslängen wieder in das Holz ein. Dabei wirken die unterschiedlichen Steifigkeiten des Verbunds auf Grund der Anisotropie des Holzes auf die Verbundanteile und üben dadurch verschiedene Verbundwiderstände aus.

Im Riss ist die Verbundspannungsgröße vom Winkel zur Faserrichtung sowie von der lokalen Schwächung des Holzes abhängig. Die Relativverschiebungsänderung fällt mit zunehmendem Abstand vom Riss entsprechend der Verbundspannungsgröße schnell ab. Die hohe Verbundfestigkeit der Holzmatrix kann nicht über die gesamte Verbundkrafteintragungslänge aktiviert werden, sondern wird in Abhängigkeit zur abbauenden Relativverschiebung hervorgerufen. Bei einer Laststeigerung bilden sich weitere Risse und die Krafteintragungslängen überlagern sich. Die Ergebnisse der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes wurden für diesen Fall aufbauend auf den Versuchsergebnissen der Pull-Out Versuche (vgl. Kapitel 6 und Anhang A2) hergeleitet.

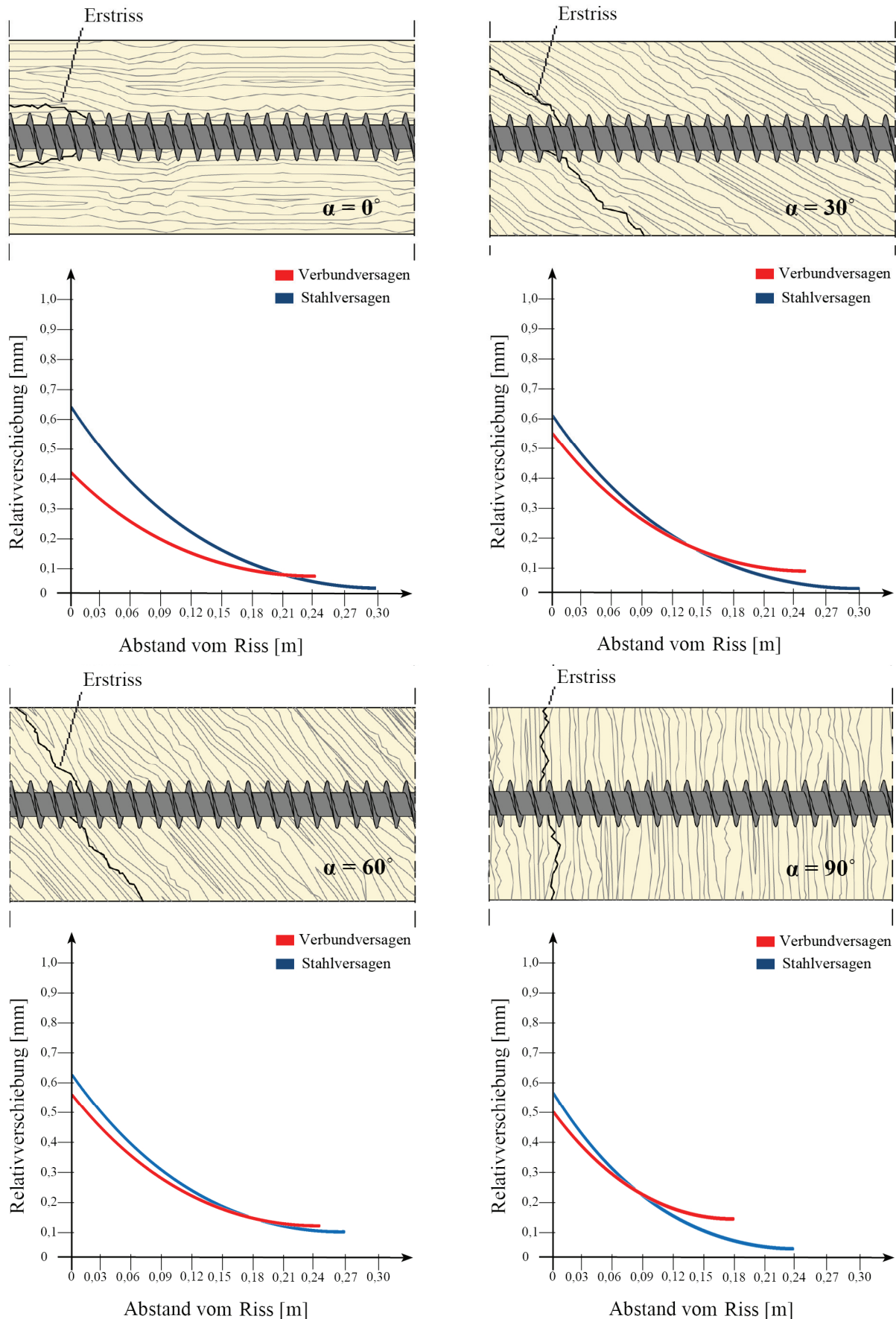


Bild 4-7: Entwicklung der Relativverschiebung für vier verschiedene Winkel zur Holzfaserrichtung (0° , 30° , 60° und 90°) und einem Schraubendurchmesser von 12 mm vom Rissufer aus (Erstrissbildung, $\sigma_{r,\perp} = 1,0 \text{ N/mm}^2$).

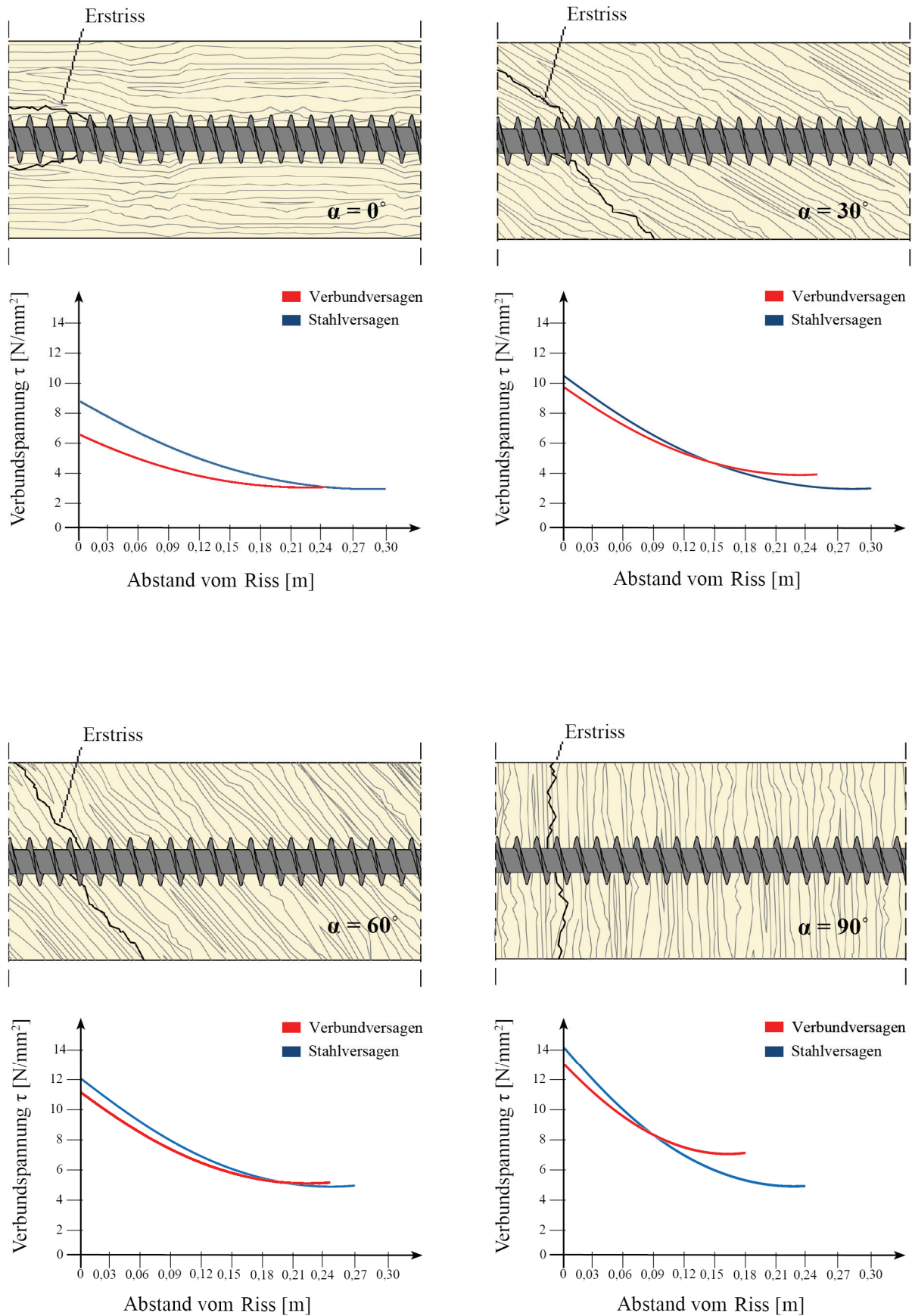


Bild 4-8: Entwicklung der Verbundspannung für vier verschiedene Winkel zur Holzfaserrichtung (0° , 30° , 60° und 90°) und einem Schraubendurchmesser von 12 mm vom Rissufer aus (Erstrissbildung, $\sigma_{r,\perp} = 1,0 \text{ N/mm}^2$).

Zur Überprüfung der Kraftübertragung und der Abbildung des Tragverhaltens des Verbunds von Vollgewindeschrauben in Abhängigkeit von dem Winkel zur Holzfaserrichtung wurden auch die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Ausziehversuche (Pull-Out) eingesetzt. Die Durchführung der Ausziehversuche erfolgte in Versuchsserien von mindestens drei Proben. Sofern bei den drei Probekörper die gleiche Versagensart sowie ein ähnliches Ausziehverhalten nachgewiesen werden konnte, wurde der arithmetische Mittelwert der Serie gebildet und in der numerischen Integration eingesetzt. Die Proben, deren Ausziehverhalten und Versagensart von denen der Serie abweicht, wurden durch zusätzliche Untersuchungen ergänzt, um ein aussagekräftiges Ergebnis zu erzielen. Die Ergebnisse der Materialprüfungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, wurden in die Rechenalgorithmen einbezogen. Auch hierbei wurden die arithmetischen Mittelwerte der Materialprüfungen sowohl für Stahl als auch für Holz parallel und senkrecht zur Faserrichtung verwendet (vgl. Kapitel 6). Die Elastizitätsmodule des Holzes wurden rechnerisch je nach Belastungswinkel mit Hilfe der empirischen Beziehung nach Möhler [118] (vgl. Abschnitt 3.1.1) beschrieben. Aus den gemessenen Werten der Relativverschiebung der Schrauben in den Pull-Out Versuchen wurde die Dehnung der Schraube zwischen dem Messpunkt und dem Eindringungspunkt in das Holz anhand der in den Versuchen ermittelten Belastungsdehnungskurven des Holzes abgezogen. Desweiteren wurden auf Grund der Auflagersituation der Proben und der Positionierung der induktiven Wegaufnehmer die Holzdehnung des verbundfreien Bereichs abgezogen. Eine genauere Beschreibung der Materialprüfungen befindet sich im Kapitel 6; die Beschreibung der Pull-Out Versuche ist umfangreich in Kapitel 7 erläutert.

Prinzipiell wurden der Abbau der Relativverschiebung, die Dehnungsverläufe des Stahls und des Holzes und der Verlauf der Verbundspannung sowie der Stahlspannung mit der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für die beiden Randversagensarten Verbundversagen und Materialversagen grafisch in den Bildern 4-7 bis 4-10 abgebildet. Die zweite Versagensart beschreibt das Materialversagen der Schraube auf der kürzesten Verbundlänge bei einer sukzessiven Verlängerung der Verankerungslänge der Schraube. Zur genaueren Abbildung des Verbundtragverhaltens wurde im Rahmen der numerischen schrittweisen Integration der Differentialgleichung die, anhand einer Korrelationsanalyse aus den Pull-Out Versuchen ermittelte Kraft-Relativverschiebungs-Kurve in Form einer mathematischen Beziehung zwischen der Relativverschiebung und der Verbundspannung integriert.

Auf die Integration eines Verbundgesetzes in die Berechnungsalgorithmen wurde im Rahmen der in dieser Arbeit verwendeten Verfahren verzichtet. Dies ist durch die Integration der Kraft-Relativverschiebungskurve in die Berechnungsverfahren möglich und resultiert in eine höhere Genauigkeit in der Abbildung der Versuchsergebnisse. Zur Vereinfachung und Vereinheitlichung der Berechnungsschritte bietet sich die Einbettung eines Verbundgesetzes an.

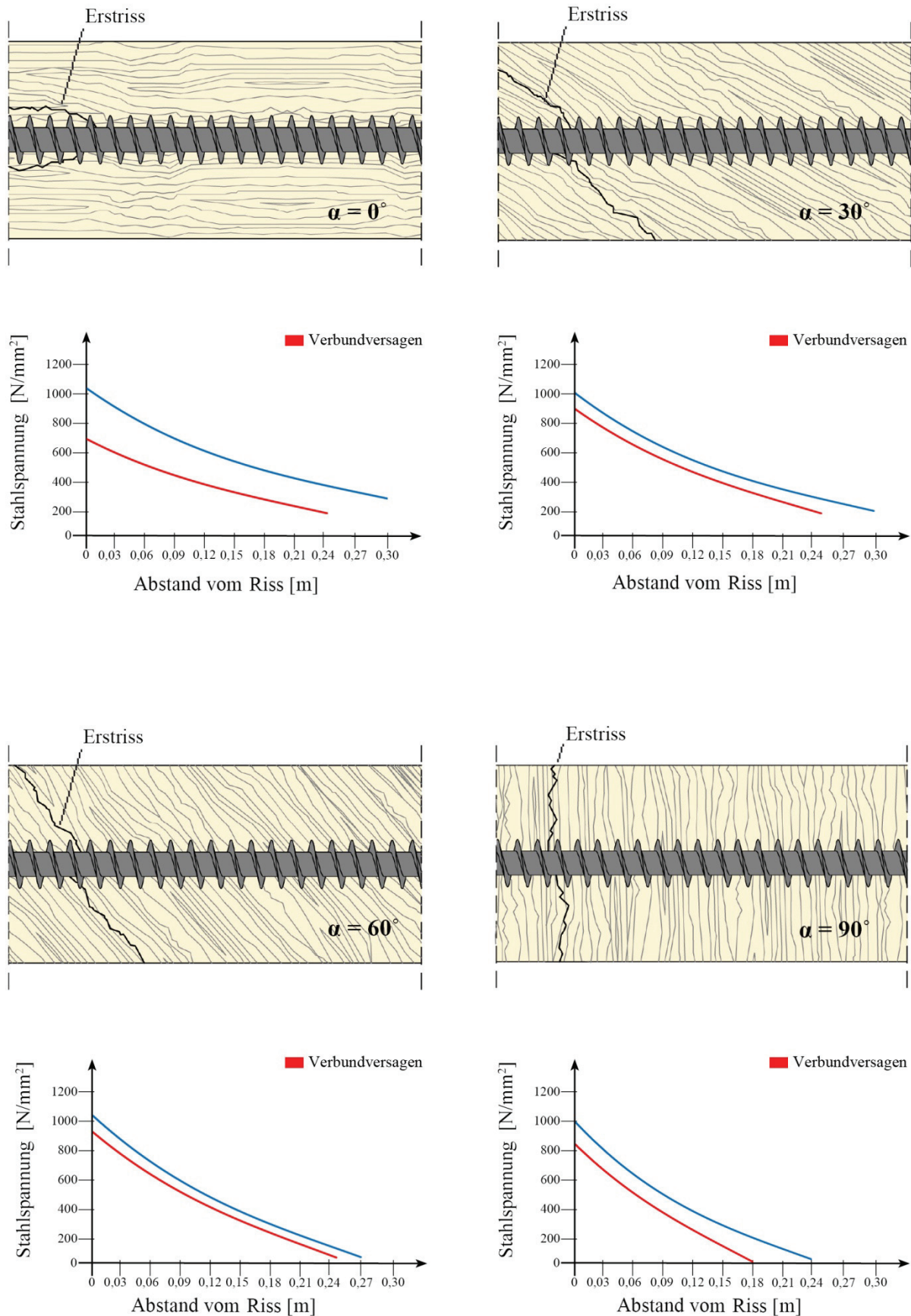


Bild 4-9: Entwicklung der Stahlspannung für vier verschiedene Winkel zur Holzfaserrichtung (0°, 30°, 60° und 90°) und einem Schraubendurchmesser von 12 mm vom Rissufer aus (Erstrissbildung, $\sigma_{r,\perp} = 1,0 \text{ N/mm}^2$).

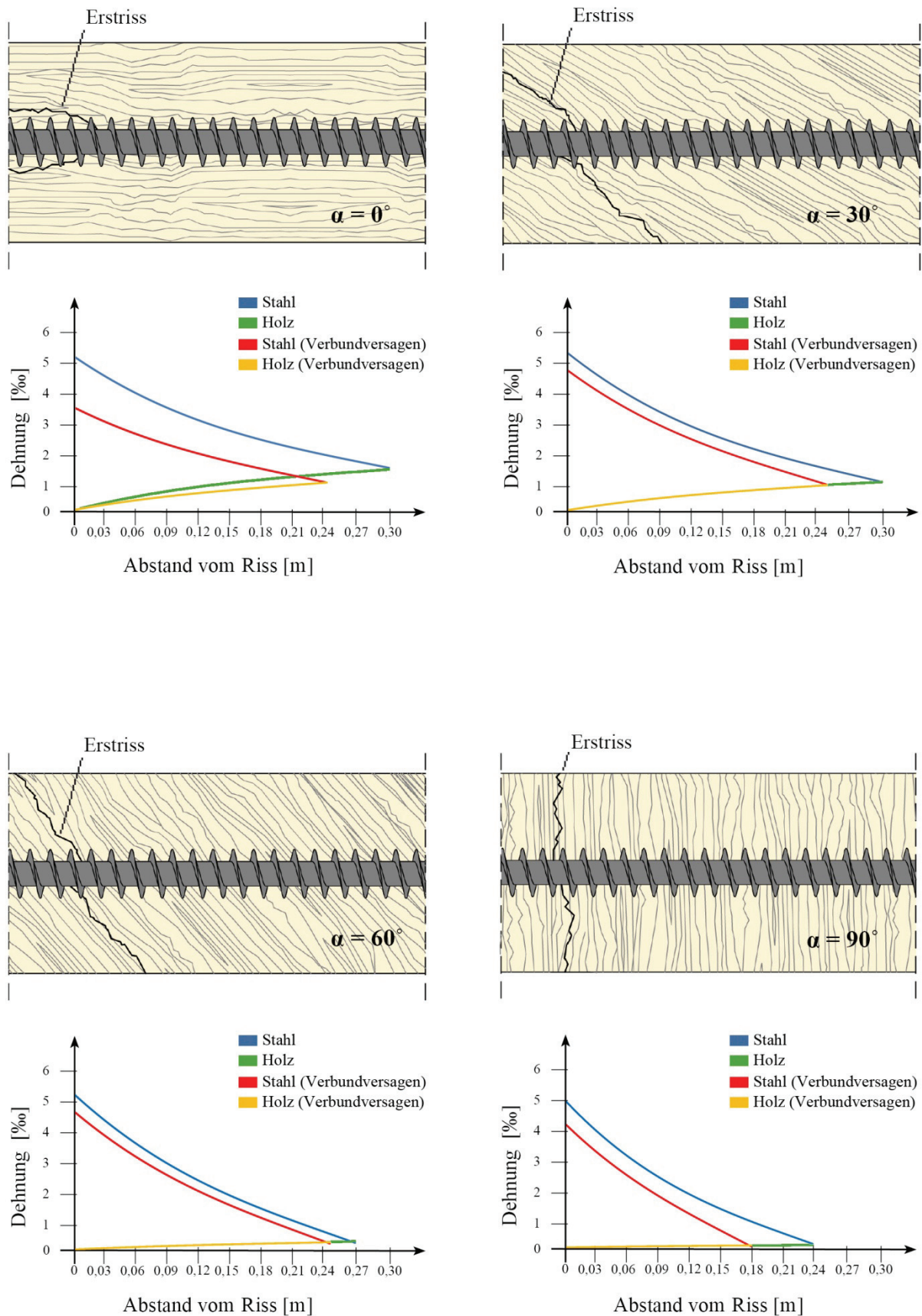


Bild 4-10: Entwicklung der Stahl- und Holzdehnung für vier verschiedene Winkel zur Holzfaserrichtung (0° , 30° , 60° und 90°) und einem Schraubendurchmesser von 12 mm vom Rissufer aus (Erstrissbildung, $\sigma_{r,\perp} = 1,0 \text{ N/mm}^2$).

Zustand des Verbundversagens:

Bei Laststeigerung kommt es im Fall eines Verbundversagens zu einem begrenzten Anstieg der verschiebungsabhängigen Verbundfestigkeit, da die auf die Verbundlänge aufnehmbare Verbundspannung ausgenutzt wird und ein Kraftgleichgewicht nicht mehr durch die Kraftübertragungsmechanismen erreicht werden kann. Da hierdurch die Abnahme der Verbundfestigkeit infolge der Zugbeanspruchung, die Zunahme der Verbundspannung auf Grund des Relativverschiebungsanstiegs übersteigt, kann das Kraftgleichgewicht nicht mehr gehalten werden. Bild 4-7 zeigt eine Gegenüberstellung des Relativverschiebungsabbaus bei einem Verbundversagen im Vergleich zum Materialversagen. Das Bild 4-10 stellt die Entwicklung der Stahl- und Holzdehnung bei einem Verbundversagen einem Materialversagen gegenüber.

Auf Grund der Randbedingungen der DGL zum Zeitpunkt der abgeschlossenen Rissbildung sind die Spannungswerte im Riss ($s = 0$) für Holz sowie die Relativverschiebung sowohl am Ende der Verankerungslänge als auch im Verschiebungsumkehrpunkt ($s = 0$) gleich null. Die Verbundspannungen nehmen infolge der vergrößerten Relativverschiebungen im Rissbereich zu (vgl. Bild 4-8), während die Spannung im Holz auf Grund der Kraftübertragung der Stahlspannungen durch den Verbund zunimmt. In der Mitte zweier benachbarter Risse (Umkehrpunkt der Verschiebung) verbleibt im Stahl eine Spannung, die identische Dehnungen im Stahl und im Holz erlaubt. Der Wert der verbleibenden Stahlspannung ist abhängig vom Einschraubwinkel der Schraube. Bild 4-9 stellt dieses Prinzip beim Verbundversagen und Materialversagen für unterschiedliche Winkel gegenüber.

Es zeigt sich, dass die Materialeigenschaften der verbundenen Komponenten sowie der Einschraubwinkel einen signifikanten Einfluss auf die Lastübertragungslänge (l_u), die Dehnungsverteilung und den Spannungsabbau haben und dadurch die Effektivität der Bewehrung mit Vollgewindeschrauben definieren. Dies ist bei dem Nachweis des Querkuges des Holzes, aber insbesondere auch bei dem Nachweis gegen Querdruk senkrecht zur Faserrichtung zu berücksichtigen.

5. Optische 3D-Verformungsanalyse

Dieses Kapitel beschreibt die optische 3D-Verformungsanalyse, die im Rahmen dieser Arbeit in den Lasteinleitungsversuchen eingesetzt wurde. Im Folgenden werden die Grundlagen der Methodik und die durchgeführten Schritte in der Optimierung des Messsystems zum Einsatz an Holzelementen mit größerem Messfeld (500 x 600 mm²) dargestellt und erläutert.

5.1 Allgemeines

Die optische 3D-Verformungsanalyse ist eine Technik zur Bestimmung geometrischer und physikalischer Werte auf der Oberfläche eines Testobjektes. Der Messprozess gliedert sich in die kontinuierliche Bildaufnahme während der Untersuchungsperiode und die Auswertung, die auf der digitalen Bildkorrelation (englisch: Digital Image Correlation (DIC)) basiert. Dabei zeichnet sich das optische Messverfahren durch eine kostengünstige und einfache Durchführung aus. Weiterhin führte die rasante Entwicklung von qualitativ hochwertigen CCD- (Charge-Coupled Device) und CMOS- (Complementary Metal Oxide Semiconductor) Sensoren mit entsprechender Anzahl von Pixeln zu verbesserten Ergebnissen des optischen Verfahrens in der Messtechnik. Dabei haben die Entwicklung der digitalen Bildverarbeitung und Computertechnik sowie die technischen Möglichkeiten der digitalen Massenspeicherung zu einer kontinuierlichen Verbreitung der berührungslosen Messsysteme mit optischen Messverfahren geführt.

Die Vorbereitung der Probe sieht eine Applikation von heller Farbe als Grundlack (z. B. weiß) und einem darüber aufgetragenen dunklen stochastischen Muster (z. B. schwarz), das kontrastreiche, unregelmäßige Punkte, sog. speckle pattern, besitzt, vor. Während des Versuchs werden fortlaufend Bilder aufgenommen, die für die Berechnung der Verzerrungen und Verschiebungen verwendet werden. Diese Ermittlung erfolgt durch den Vergleich der verformten Zustände mit dem unverformten Zustand. Durch den Grauwertabgleich der nacheinander aufgenommenen Bilder, kann die Verformung auf der Oberfläche ermittelt werden. Die Graubilder bestehen aus jeweils mindestens 256 Grauwerten (8 Bit), wobei die Farbe Schwarz den Wert 0 und die Farbe Weiß den Wert 255 besitzt. Die Grauwerte eines einzelnen Punkts stellen in der Bildverarbeitung den Parameter des Helligkeits- oder Intensitätswertes dar.

Das Messfeld wird in kleinere Pixelanhäufungen, auch Facetten genannt, unterteilt, die jeweils unterschiedliche Pixelhelligkeiten aufweisen. Diese Facetten werden mit Hilfe einer Software in einem dreidimensionalen Koordinatensystem zumeist rechtwinklig angeordnet und sind üblicherweise quadratisch. Sie werden im Referenzbild definiert und im Verlauf der Belastung in der Auswertung der Ergebnisse rechnergestützt wiedererkannt. Die 3D-Verschiebungen jeder Facette werden bei einer Verformung des Objekts mit Algorithmen der Photogrammetrie ausgewertet und quantitativ erfasst. Bei geeigneter Wahl der Auflösung der Bilder kann ebenfalls die 3D-Dehnungsverteilung ermittelt werden.

Im Folgenden werden die Grundlagen und die Schritte zur Erstellung von für die Versuche geeigneten Messkonfigurationen und Vorrichtungen zusammengefasst und die Messgenauigkeit quantitativ erfasst.

5.2 Grundlagen der digitalen Bildkorrelation

Die Grauwertkorrelationsanalyse oder digitale Bildkorrelation, im Englischen als Digital Image Correlation (DIC) bezeichnet, ist ein berührungsloses, optisches Feldmessverfahren zur lokalen und flächigen Bestimmung von Verformungen und Dehnungen an Oberflächen. Dabei erfolgt die digitale Bildzuordnung durch den Einsatz von speziellen Detektoren, die der Bestimmung der Kreuzkorrelationsfunktion und dem Aufsuchen ihres Maximums dienen.

Zusätzlich zu den aufgenommenen Referenzbildern vor der Belastung, werden während und nach der mechanischen oder thermischen Belastung digitale Grauwertbilder von dem zu messenden Objekt aufgenommen. Um aussagekräftige Messergebnisse zu erzielen, muss das Messfeld über eine kontrastreiche Oberfläche verfügen.

Die Auswertung der digital gespeicherten Bilder erfolgt über einen Suchvorgang zwischen dem Referenzbild und dem Zielbild, in dem die maximale Korrelation zwischen den Grauwerten zweier Facetten diese als den gleichen Bildausschnitt identifiziert. Durch eine Anordnung mit zwei Kameras wird die Erfassung der räumlichen Verformungen der Oberfläche ermöglicht. Dabei werden im ersten Schritt aus der Stereokorrelation zwischen linkem und rechtem Kamerabild die 3D-Koordinaten x , y , z berechnet. Diese beziehen sich üblicherweise auf ein Pixel im Zentrum der Facette. Nachfolgend werden die ausschlaggebenden Erkenntnisse zur digitalen Bildkorrelation dargestellt. Für weitere Informationen sei hier auf die Veröffentlichungen von Blumrich [33], Synnergren und Sjö Dahl [162] und Rastogi und Hack [140] verwiesen.

5.3 Messgenauigkeit der optischen korrelationsbasierten Verformungsanalyse

5.3.1 Einflussparameter

Zahlreiche Einflussparameter beeinflussen die Messgenauigkeit der optischen korrelationsbasierten Verformungsanalyse. Neben den charakteristischen Hardwareeigenschaften (Kameraauflösung und Abbildungseigenschaften der Objektive) und der Aufnahmekonfiguration (Anzahl und Ausrichtung der Bilder) definiert die Messoberfläche durch ihre Größe, sowie die Identifizierbarkeit ihrer zufälligen Muster und ihrer Kontrastverhältnisse die Messgenauigkeit. Darüber hinaus wirken das Auswertungsverfahren und die geometrische Kalibrierung des Systems auf die Messgenauigkeit ein. Weiterhin ist die Messgenauigkeit von der Genauigkeit der Kreuzkorrelationsalgorithmen, die zur Lösung des Korrespondenzproblems verwendet werden, abhängig. Die Kreuzkorrelationsalgorithmen selbst erlauben eine Messgenauigkeit im Sub-Pixel-Bereich, welche durch spezielle Sub-Pixel-Detektoren unter Berücksichtigung der lokalen Umgebung des Maximums der Kreuzkorrelationsfunktion ermöglicht wird [33].

Die Größe des stochastischen Schwarzweissmusters richtet sich nach der Messfeldgröße und bestimmt durch den Kalibrierungsprozess, in dem die Software des Messsystems dieselben Punkte auf der Oberfläche erkennt, die präzise Erfassung der Messwerte des Systems.

Üblicherweise wird die Messgenauigkeit eines Messsystems in Pixel angegeben. Diese lässt sich in Abhängigkeit von der Auflösung der CCD-Kameras und der Größe des Messfeldes in mm umrechnen. Für eine Messgenauigkeit von 0,01 Pixel ergibt dies für CCD-Kameras mit einer Auflösung vom 5 Megapixel (2448 x 2050 Pixel) und einem Messfeld von 100 x 100 mm² eine Messtoleranz von ca. 0,0005 mm. Bei Verwendung derselben CCD-Kameras ergibt sich für ein Messfeld von 500 x 500 mm² ein Toleranzwert von ca. 0,002 mm.

5.3.2 Optimierung des verwendeten Messsystems

Die Genauigkeit der Bestimmung der 3D-Koordinaten der Facetten steuert die Genauigkeit der Dehnungserfassung mittels der 3D-Stereokorrelation. Dabei hängt die Messempfindlichkeit und damit die Genauigkeit der 3D-Stereokorrelation von der Güte der vor der Messung durchgeführten Kalibrierung und dem Abstand der Kameras vom Messobjekt ab [152]. Das mathematische Modell bzw. der Fitalgorithmus des Messsystems zur Identifikation der Facetten, des Strahlengangs und des Signal-Rausch-Verhältnisses zu Nachbarfacetten bestimmt im Wesentlichen die Qualität des Messergebnisses. Das Rauschmaß kann durch die Wahl der Facetten und Maskierungen beeinflusst werden und ist somit von der individuellen Prüfaufgabe und dem Messobjekt abhängig [152].

Eine Quantifizierung der im Rahmen der experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit verwendeten 3D-optischen korrelationsbasierten Verformungsanalyse wurde durch Abgleich mit anderen Referenzverfahren durchgeführt. Ein Optimierungsprozess des Messsystems mit dem Ziel, die Größe des Messfeldes auf die Oberfläche der Probekörper von 500 x 600 mm² mit einem ausreichenden Genauigkeiten zu ermöglichen wurde durchgeführt.

Im Folgenden wird das verwendete 3D-optische Messsystem detailliert beschrieben, sowie die angewendete Messmethodik und die in den Versuchen angewendeten Referenzverfahren erläutert. Darüber hinaus werden die Optimierungsschritte des Messsystems in Abhängigkeit zur Größe des Messfeldes experimentell quantifiziert.

5.3.2.1 Verwendetes Messverfahren mit der optischen 3D-Verformungsanalyse

In den Lasteinleitungsversuchen wurde ein optisches 3D-Verformungsmesssystem (ARAMIS, GOM-Gesellschaft für optische Meßtechnik mbH, [10]) eingesetzt. Das Prinzip der verwandten optischen 3D-Verformungsanalyse basiert auf der Grauwertkorrelationsanalyse oder der digitalen Bildkorrelation, (Digital Image Correlation (DIC)). Das Messfeld wird während und nach der Belastung mit zwei CCD-Kameras aufgenommen und mit Hilfe digitaler Bildverarbeitung mit Referenzbildern verglichen. Hierbei ermöglicht der Einsatz zweier Kameras sogar eine räumliche Erfassung der Koordinaten aus der Oberfläche heraus.

Die lokale und flächige Bestimmung von Verformungen und Dehnungen an Oberflächen der Proben erfolgt über ein optisches berührungsloses Messsystem durch die Berechnung der 3D-Abweichungen der 3D-Koordinaten der Oberfläche in Abhängigkeit zur Belastung. Die Oberfläche des Testobjekts muss auch bei dem System (ARAMIS) über eine kontrastreiche Oberfläche verfügen, daher wird das Testfeld durch ein stochastisches schwarz-weißes Muster (s. Bild 5-1) versehen, um dadurch einen ausreichenden Kontrast zu erreichen. Allerdings ist es für die Analysequalität vorteilhaft, wenn hohe Grauwertgradienten vorliegen.



Bild 5-1: Darstellung des stochastischen Musters auf den zu untersuchenden Proben: a) mit feinem dichtem Auftrag für kleine Messflächen, b) mit grober großkörniger Verteilung für die größeren Messfelder.

Die lokalen Verschiebungs- und Dehnungstensoren werden mittels einer digitalen photometrischen Auswertungssoftware aus der relativen Verschiebung des Referenzmusters berechnet. In den Referenzbildern von der Software definiert und im Verlauf der Belastung anhand ihrer unterschiedlichen Pixelhelligkeiten wieder erkannt. Dadurch ist die Bestimmung des Verschiebungsvektors einer Facette für jede Belastungsstufe möglich.

Das System ARAMIS [10] besteht aus drei Komponenten; zwei digitalen CCD-Kameras mit je 5 Megapixel (mit Objektiven und Kalibrierplatten), sowie einem Rechner mit einer Software, die die Auswertung der Grauwertbilder übernimmt (s. Bild 5-2). Das System bietet laut Hersteller eine Messgenauigkeit des Dehnungsmessbereichs bis zu 0,01 %.

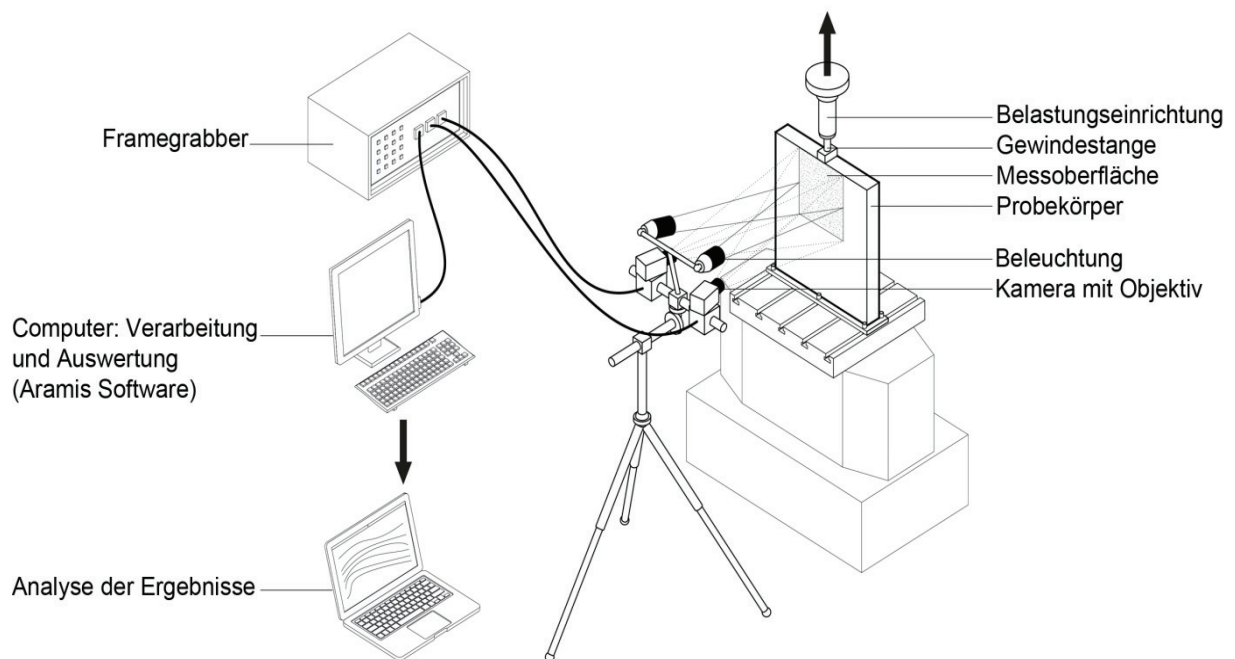


Bild 5-2: Schematische Darstellung des Ablaufs einer optischen 3D-Verformungsmessung mit dem ARAMIS Messsystem.

Trotz der vom ARAMIS System geforderten Kalibriergenauigkeit von 0.04 Pixel, die durch den notwendigen Messausschnitt die Messtoleranz ergibt, hängt die erreichbare Genauigkeit der Verschiebungsmessungen der optischen korrelationsbasierten Messtechnik von der geometrischen Messanordnung und den durch das stochastische Muster erzeugtem Kontrast der gemessenen Pixel ab. Daher wurden im Rahmen der experimentellen Untersuchungen als Basis zur Bestimmung der Größe der mittels des Systems gemessenen Abweichungen der Oberflächendehnungen Ausgleichsversuche und zusätzliche Versuchsserien durchgeführt. Die Ausgleichsversuche erlauben aus den gemessenen Dehnungen eine Aussage über deren Genauigkeit im Verhältnis zu herkömmlichen Messtechniken zu treffen.

5.3.3 Versuche zur Bestimmung und Optimierung der Messgenauigkeit für kleinere Messflächen bis 175 x 140 mm²

Im Gegensatz zur herkömmlichen Messtechnik mit induktiven Wegaufnehmern (IWA) und Dehnungsmessstreifen (DMS) bietet das optische Messsystem eine Erfassung der Verformungen und Dehnungen des Messbereiches. Allerdings haben die herkömmlichen Messtechniken eine bekannte Genauigkeit in der Aufnahme der lokalen Verformungen, während die Genauigkeit korrelationsbasierter Messsysteme von vielen Faktoren beeinflusst wird und sich daher nicht genau definieren lässt.

In Rahmen der experimentellen Untersuchungen werden Lasteinleitungsversuche zur Ermittlung des Spannungszustandes des Verbundwerkstoffs Schraube-Holz sowie zur Untersuchung der Lastausbreitung unter Berücksichtigung seiner Anisotropie eingesetzt (vgl. Kapitel 7). Dabei werden die Dehnungen an der Oberfläche des Versuchskörpers erfasst. Außerdem wird die Verankerungslänge der Schraube in Abhängigkeit zu den unterschiedlichen Versuchsparametern bestimmt. Mit der Verankerungslänge wird die maximale Einbindelänge der Schraube, die zur Kraftübertragung der axialen Zugtragfähigkeit der Schraube ohne Versagen des Verbunds benötigt wird, bezeichnet. In den Versuchen zur Bestimmung und Optimierung der Messgenauigkeit für kleinere Messflächen wurden daher der gleiche Versuchsaufbau und ähnliche Versuchskörper wie der Lasteinleitungsversuche mit einer Schraube unter Zugbelastung angewendet.

Zur besseren Erfassung der von der Lasteinleitung verursachten Dehnungen an der Holzoberfläche wurden die Dicken der Versuchskörper so gering wie möglich dimensioniert (vgl. Bild 5-3). Zur Bewertung der ausreichenden Genauigkeit des Messsystems für die relativ kleinen Dehnungen der Holzoberfläche wurde eine Vergleichsuntersuchung durchgeführt, in der die herkömmliche und die optische Messtechnik gleichzeitig, aber ohne gegenseitige Beeinflussung, verwendet wurden.

Versuchsaufbau

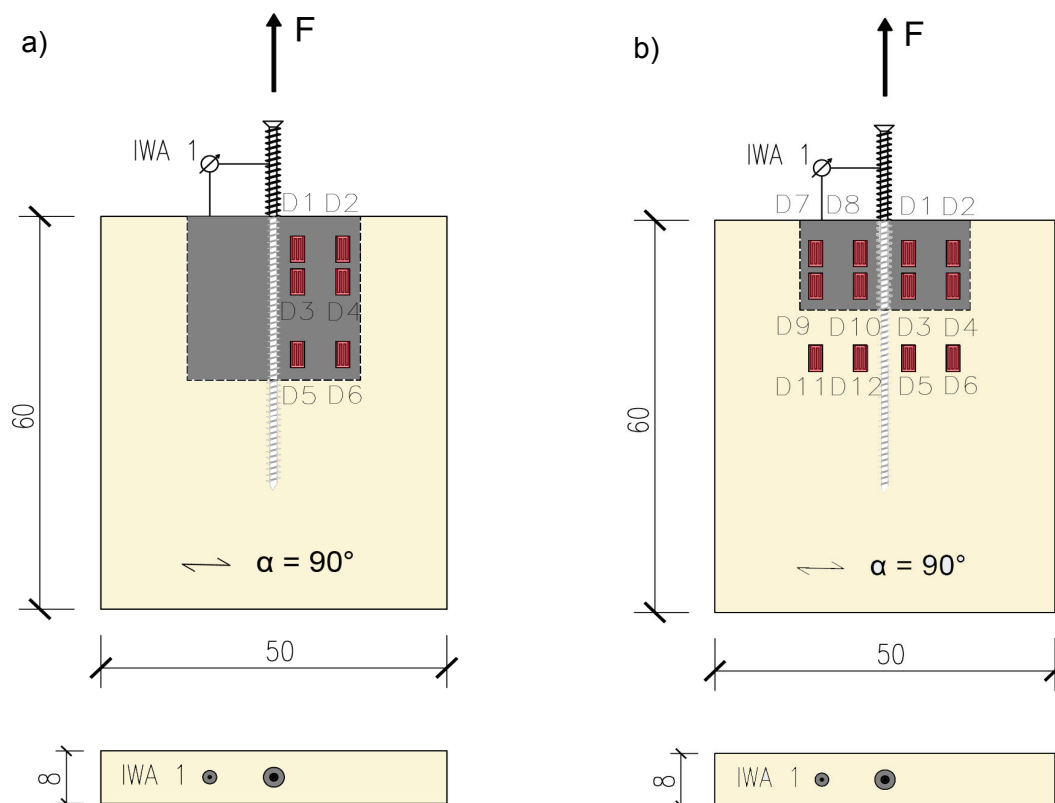


Bild 5-3: Darstellung der Messtechnik: a) mit DMS an einer Seite des optischen Messbereichs (Probe LT1 und LT2), b) mit symmetrischer Anordnung der DMS am kombinierten Bereich des optischen Messverfahrens (Probe LT3).

Zunächst wurden die Dehnungsmessstreifen (DMS) auf das Holz geklebt. Nach der Härtezeit wurde das Grauwertmuster auf das Holz und auf den Dehnungsmessstreifen aufgebracht, sodass die Messwerte der Verformungen an der Holzoberfläche weitgehend an der gleichen Stelle verglichen werden konnten. Anschließend wurde der induktive Wegaufnehmer (IWA) befestigt (s. Bild 5-3).

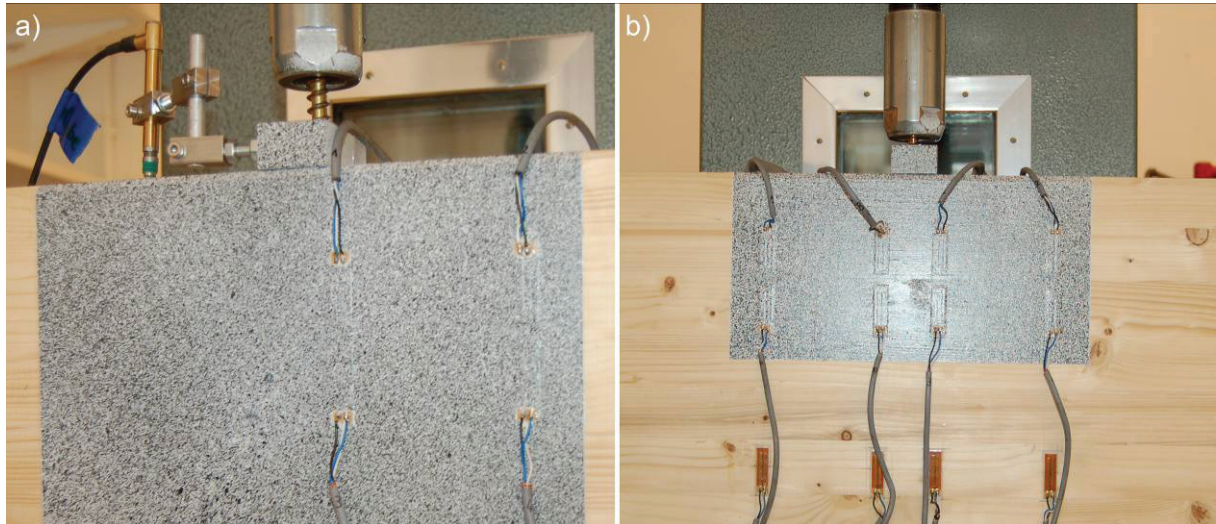


Bild 5-4: Lasteinleitungsversuch: a) Messbereich des Probekörpers LT1 mit den DMS an einer Seite, b) kombinierter Messbereich des Probekörpers LT3 mit symmetrischer Anordnung der DMS.

Die Proben mit den Indizes LT1 und LT2 haben die gleiche Messbereichsgröße, DMS-Anzahl und -Position (s. Bild 5-3, a und Bild 5-4, a). Der Probekörper mit dem Indize LT3 besitzt einen kombinierten Messbereich des optischen Verfahrens und eine symmetrische Anordnung der DMS (s. Bild 5-3, b und Bild 5-4, b), wobei die Positionen der DMS auf der rechten Seite identisch mit denen an den Proben LT1 und LT2 sind. Bei allen Proben wurde der induktive Wegaufnehmer (IWA1) an der gleichen Position befestigt.

Versuchsergebnisse und Diskussion der Messgenauigkeit

Bild 5-5 stellt exemplarisch die Messergebnisse der Dehnungsmessstreifen (DMS) und die des optischen Messverfahrens (ARAMIS) gegenüber. Bild 5-5, a zeigt die Ergebnisse des Probekörpers LT1 (vgl. Bild 5-3, a und Bild 5-4, a) und Bild 5-5, b die des Probekörpers LT3 (vgl. Bild 5-3, b und Bild 5-4, b). Bild 5-6, a stellt eine statistische Gegenüberstellung der beiden Messverfahren an der gleichen Position (DMS-3) an drei gleichen Probekörpern dar, wobei eine hohe Übereinstimmung der Messergebnisse festzustellen ist. Desweiteren liefert Bild 5-6, b einen Vergleich der optischen Ergebnisse mit einer weiteren herkömmlichen Messtechnik (induktiver Wegaufnehmer, IWA). Auch hier stimmen die Ergebnisse überein.

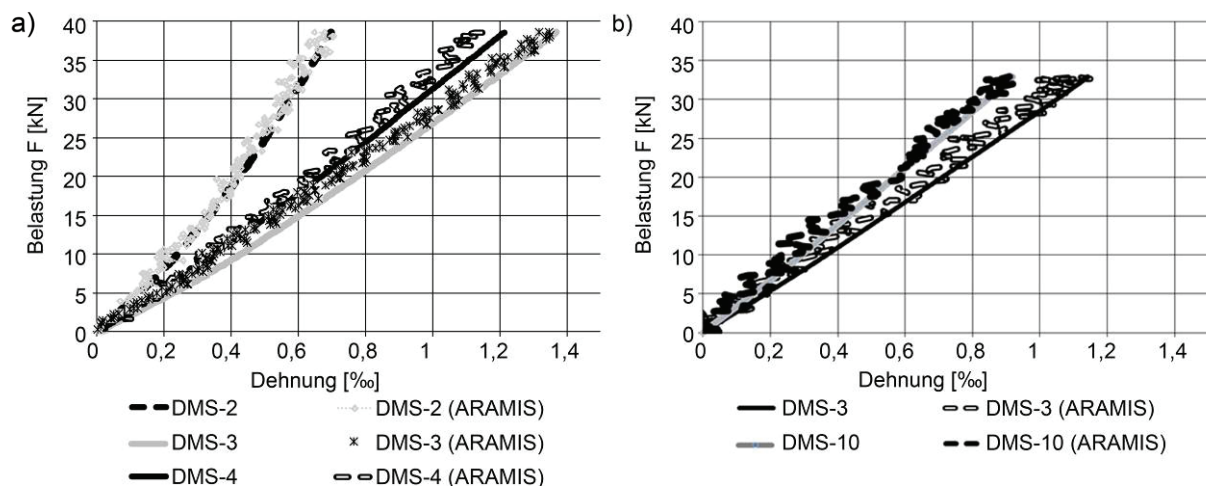


Bild 5-5: Vergleich der Ergebnisse der Dehnungsmessstreifen und des optischen Messverfahrens (ARAMIS): a) an Versuchskörper LT1, b) an Versuchskörper LT3.

Die Messwerte aus dem optischen Messverfahren lieferten eine ausreichende Präzision der Dehnungsmessung, wobei die systematischen Fehler im Vergleich zu den Messungen mit den Dehnungsmessstreifen im negativen Bereich lagen (Die Dehnungsmessstreifen registrierten meist höhere Werte, vgl. Bild 5-5, a).

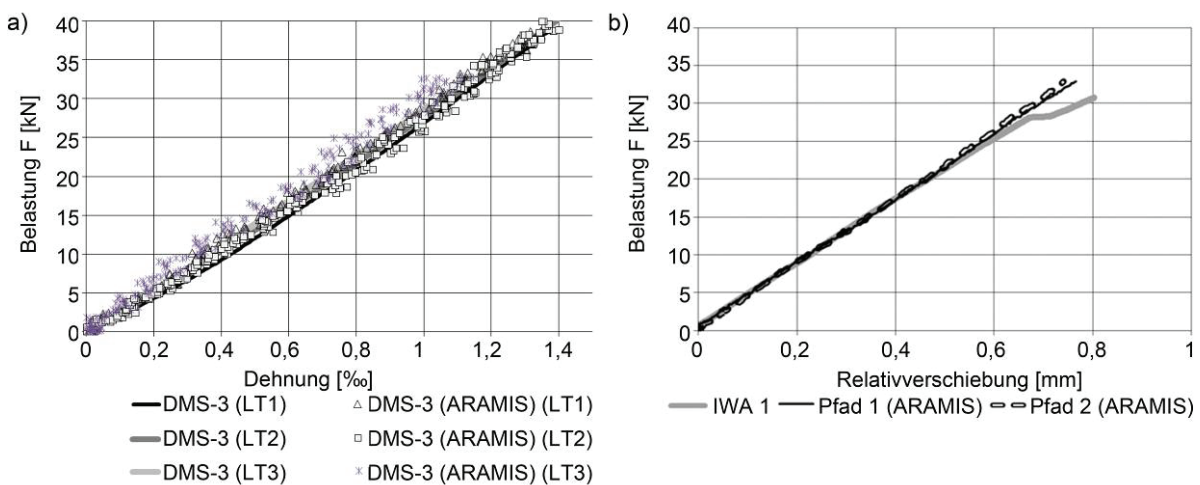


Bild 5-6: Vergleich der Ergebnisse aus den herkömmlichen Messverfahren mit dem optischen Messverfahren (ARAMIS): a) mit den Dehnungsmessstreifen an der Position DMS-3 an drei Probekörpern (LT1, LT2 und LT3), b) mit dem induktiven Wegaufnehmer (IWA) am Probekörper LT3.

Allerdings stellt sich das lokale Aufkleben der Dehnungsmessstreifen auf der Oberfläche der unregelmäßigen Struktur des Baustoffes Holz als eine unvermeidbare Einflussgröße auf der Genauigkeit der Messergebnisse dar. Die zwingende Einbringung des Klebstoffes in die poröse Oberfläche führt einerseits zur ihrer Verfestigung, andererseits tritt durch die Speisespannung der Dehnungsmessstreifen eine lokale Erwärmung auf, welche zu einer lokalen Trocknung des Holzes und damit zu einer Messwertbeeinflussung (sog. Trocknungsdrift s. z. B. [123], [20], [123]) führen kann.

Experimentelle Untersuchungen zur Zuverlässigkeit und Messgenauigkeit der DMS-Messtelle auf Holz wurden von Dudescu [58] unter dem Einfluss der Temperatur, der Brückenspeisespannung und der DMS-Länge getrennt untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass alle Messungen auf Grund des Verstärkungseffekts kleiner als die tatsächlichen Dehnungswerte, die durch ein auf einem Werkstoff mit geringem E-Modul installierten Dehnungsmessstreifen entstehen, zurückzuführen [58] sind.

Von Dudescu [58] wurde ein modifizierter Faktor k^* als Ersatz für den von dem Hersteller des Messstreifens für metallische Bauteilwerkstoffe bekannten k -Faktor, je nach Holzart, vorgeschlagen. Dieser berücksichtigt allerdings nicht das in den Untersuchungen verwendete Brettschichtholz aus Fichte.

Quantitative Ermittlung der relativen Messfehler

Durch eine Vielzahl von Ursachen wird die Messgröße nicht korrekt erfasst. Die Abweichung der aus dem optischen Messverfahren gewonnenen Werte und denen aus dem herkömmlichen Messverfahren wird im Folgenden als Messabweichung oder Messfehler bezeichnet. Auf die gewonnenen Messreihen werden die Methoden der Fehlerrechnung angewandt. Dabei werden lineare Zusammenhänge der Messwerte angenommen und die relative Genauigkeit der Messergebnisse aus dem optischen Messverfahren in Abhängigkeit von der aus den anderen Messtechniken ermittelten Messlinie bestimmt.

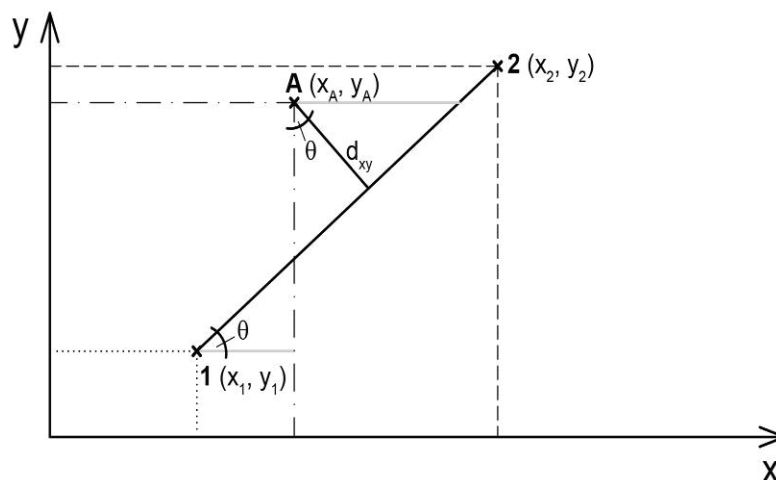


Bild 5-7: Schematische Darstellung der Lage- und Höhenabweichung zwischen Punkt und Segment auf einer Geraden in der 2D-Ebene.

Die Einflüsse auf die Messwerte führen zu zufälligen Messfehlern und zu einer ungerichteten Schwankung um den wahren Wert. Solche Messwerte sind im mathematischen Sinn Zufallsgrößen und unterliegen somit den Gesetzen der Statistik. Im Gegensatz dazu sind die systematischen Fehler einseitige Abweichungen vom wahren Wert, entweder zu höheren oder zu niedrigeren Werten. Sie sind ein Maß für die Annäherung des Erwartungswertes an den wahren Wert [43]. Die absoluten Gesamtabweichungen der Messwerte ($d_{abs,XY,i}$) setzen sich aus zufälligen ($d_{abs,XY,i}^{zuf}$) und systematischen ($s_{abs,XY}^{Linie,sys}$) Fehlern zusammen [43]:

$$d_{abs,XY,i}^{zuf} = d_{abs,XY,i}^{zuf} + s_{abs,XY}^{Linie,sys} \quad (5.1)$$

Die systematischen Anteile in den vorgenommenen Linienauswertungen werden mathematisch für eine Anzahl (m) berechnete Abweichungen aus einer Messreihe (n-Messungen einer Linie) mit folgender Formel als Mittelwert der Gesamtabweichungen geschätzt [43]:

$$s_{abs,XY}^{Linie,sys} = \frac{\sum_{i=1}^m d_{abs,XY,i}}{m} \quad (5.2)$$

Wenn sich das Intervall zwischen den Abmessungen mit herkömmlicher Messtechnik und denen aus dem optischen Messverfahren unterscheidet, wird ein Berechnungsalgorithmus hergeleitet, um den Relativfehler bezogen auf die Reihe der Punktmessungen der herkömmlichen Messtechnik, die mit einer Linie verbunden sind, zu ermitteln. Als systematischer Relativfehler wird der Mittelwert der Gesamtabweichungen (Gleichung 2.2) angenommen. Weiterhin werden als Referenz die Werte aus der herkömmlichen Messtechnik als „wahre Werte“ betrachtet. Sowohl auf die Fehler in den herkömmlichen Messwerten als auch auf die zufälligen Messfehler des optischen Messverfahrens wird in den Rechenalgorithmen nicht eingegangen.

Tabelle 5-1 stellt eine Zusammenfassung der systematischen Relativfehler der Messdaten sowie der Maximalwerte der Messgrößen (Bild 5-5 und Bild 5-6) dar. Dabei liegen die systematischen Relativfehler bezogen auf den jeweiligen Maximalwert der gemessenen Dehnung bei den getesteten Proben zwischen 2-4 %.

Messwert	Maximalwert	Systematischer Relativfehler	Messwert	Maximalwert	Systematischer Relativfehler
	[‰]	[‰]		[mm]	[mm]
DMS-2	0,699	0,022	IWA 1	0,802	0,019
DMS-2 (ARAMIS)	0,703		Pfad 1 (ARAMIS)	0,741	
DMS-3	1,371	0,053	IWA 1	0,802	0,016
DMS-3 (ARAMIS)	1,349		Pfad 2 (ARAMIS)	0,765	
DMS-4	1,219	0,040			
DMS-4 (ARAMIS)	1,148				

Tabelle 5-1: Vergleich der Ergebnisse aus den herkömmlichen Messverfahren mit dem optischen Messverfahren (ARAMIS)

Das optische Messverfahren bietet sich als eine Alternative zur Flächenerfassung von Verformungen und Dehnungen an der Holzoberfläche an. Die durchgeführte Vergleichsstudie veranschaulicht das Leistungsvermögen des optischen Verfahrens im Vergleich zu herkömmlichen Messverfahren bei kleinen Verformungen. Eine Erhöhung der Genauigkeit durch die Optimierung des Messfeldes und der Messvorrichtung ist möglich und wird im Rahmen zusätzlicher Serien an größeren Messflächen optimiert.

5.3.4 Versuche zur Bestimmung und Optimierung der Messgenauigkeit für größere Messflächen bis 400 x 330 mm²

In den Lasteinleitungsversuchen soll die Spannungsverteilung entlang der Einbettungslänge der Schraube in Abhängigkeit zu den unterschiedlichen Parametern ermittelt werden. Ziel ist es, die gesamte Einbettungslänge der Schraube im Messfeld des optischen Messsystems so aufzunehmen, dass eine flächenhafte Aussage über die Verteilung der Spannungen entlang der gesamten Einbettungslänge der Schraube getroffen werden kann. Wie im letzten Abschnitt (vgl. Abschnitt 5.3.3) dargestellt wurde, ist die Genauigkeit des optischen Messsystems von verschiedenen Faktoren abhängig. Dabei spielt die Größe des Messfeldes eine zentrale Rolle für die tatsächlich erzielte Genauigkeit der Messungen.

In den Lasteinleitungsversuchen werden verschiedene Messtechniken angewendet (vgl. Abschnitt 7.4.5). Die angestrebte Messgenauigkeit des optischen Messsystems wurde dabei an die Messgenauigkeit der gleichzeitig mittels anderen Messtechniken gemessenen Werte festgelegt. Diese Werte werden in die gemeinsame Auswertung der Ergebnisse einbezogen.

Im Unterschied zu den Versuchen mit kleinen Messflächen bis $175 \times 140 \text{ mm}^2$ (vgl. vorheriger Abschnitt), wurden in der Bestimmung der Messungsvergleichspunkte der Dehnungsmesstreifen die Stellen mit den maximal zu erwartenden Dehnungen des Brettschichtholzes gewählt. Auch hierbei wurde zugunsten einer symmetrischen Anordnung der Messstellen zur besseren Auswertung der Ergebnisse entschieden. Die Versuchskörper haben die gleichen Abmessungen, Winkel zur Faserrichtung und Schraubendurchmesser wie die Versuche mit kleinem Messfeld. Auch der Versuchsaufbau ist identisch. Außerdem stammte das Brettschichtholz aus der gleichen Charge.

Beim Aufbringen des stochastischen Musters auf der Holzoberfläche wurden hierbei zusätzliche Maßnahmen getroffen. Dadurch konnte das Kontrastvermögen der Oberfläche verbessert werden. Gleichzeitig wurde die Intensität des Lichts in Kombination mit den Lichtverhältnissen des Versuchsraums durch den Kalibrierungsprozess des Systems optimiert.

In der Positionierung der Messstellen der Dehnungsmesstreifen wurde neben der symmetrischen Positionierung der Messstellen darauf geachtet, den Mittelpunkt der Streifen in den Mittelpunkt der Lamelle des Brettschichtholzes zu installieren um die Querdehnung des Holzes ohne den lokalen Einfluss der Klebefuge der Lamellen zu ermitteln. Bild 5-8 stellt die Abmessungen des Versuchskörpers dar; weiterhin zeigt das Bild 5-9 den Versuchskörper sowohl im Belastungszustand als auch nach dem Bruch.

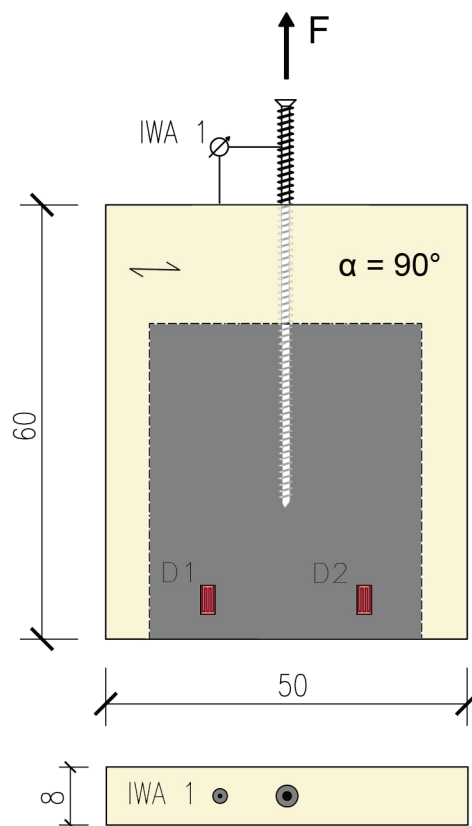


Bild 5-8: Lasteinleitungsversuch mit größerem Messbereich des optischen Messsystems

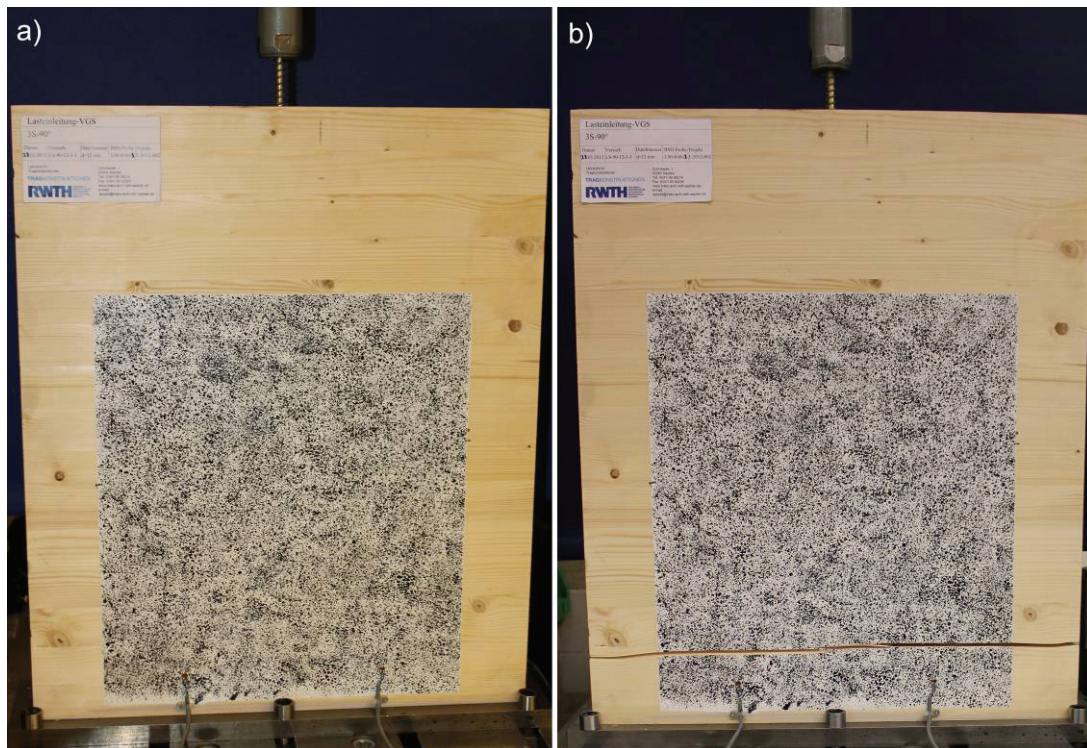


Bild 5-9: Lasteinleitungsversuch: a) Messbereich des Probekörpers während des Versuchs, b) Bruchbild des Körpers durch Querkzugversagen des Brett-schichtholzes.

Die Gegenüberstellung der Messergebnisse aus dem herkömmlichen Messverfahren mit den symmetrisch angeordneten Dehnungsmessstreifen (D1 und D2) und dem optischen Messsystem sind beispielhaft auf dem Bild 5-10 veranschaulicht. Bild 5-10, a stellt exemplarisch den Vergleich der Messergebnisse der Dehnungsmessstreifen an den beiden Stellen D1 und D2 und die des optischen Messverfahrens (ARAMIS) für den Probekörper LT5 gegenüber. Bild 5-10, b zeigt den gleichen Vergleich am Probekörper LT6 um eine statistische Gegenüberstellung der Wiederholbarkeit der Ergebnisse zu veranschaulichen.

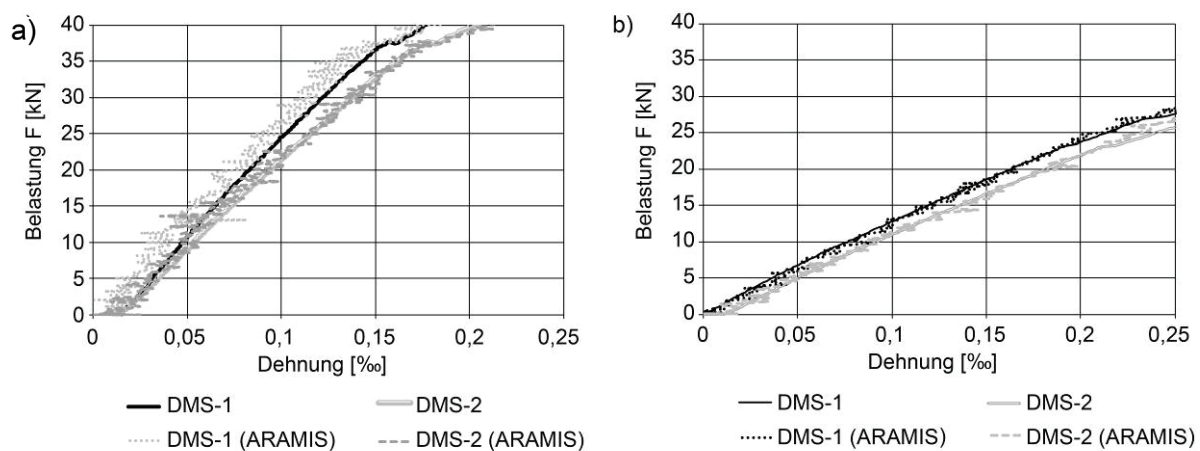


Bild 5-10: Vergleich der Ergebnisse aus den Dehnungsmessstreifen mit dem optischen Messverfahren (ARAMIS): a) Probekörper LT5, b) Probekörper LT6.

Da die Messgenauigkeit massiv durch die Messfläche beeinflusst wird, wurde im Rahmen der Untersuchungen das im vorherigen Abschnitt beschriebene Verfahren angewendet und die relativen Messfehler quantitativ ermittelt. Dadurch konnten aussagekräftige Kennwerte über die Genauigkeit der durchzuführenden Messungen herausgefunden werden.

Quantitative Ermittlung der relativen Messfehler

Auf die gewonnenen Messreihen werden, wie in den Versuchen für kleine Messfläche, die Methoden der Fehlerrechnung angewandt. Auch hierbei werden lineare Zusammenhänge der Messwerte angenommen und die relative Genauigkeit der Messergebnisse aus dem optischen Messverfahren in Abhängigkeit von der aus den anderen Messtechniken ermittelten Messlinien bestimmt.

Tabelle 5-2 stellt eine Zusammenfassung der systematischen Relativfehler der Messdaten sowie die Maximalwerte der Messgrößen der Proben LT5 und LT6 (Bild 5-10) dar. Die systematischen Relativfehler beziehen sich auf den jeweiligen Maximalwert der gemessenen Dehnung und liegen bei den getesteten Proben zwischen 2-5 %.

Messwert (Probe LT5)	Maxi- malwert	Systematischer Relativfehler	Messwert (Probe LT6)	Maxi- malwert	Systematischer Relativfehler
	[‰]	[‰]		[‰]	[‰]
DMS-1	0,182	0,0095	DMS-1	0,289	0,0042
DMS-1 (ARAMIS)	0,183		DMS-1 (ARAMIS)	0,281	
DMS-2	0,209	0,0046	DMS-2	0,332	0,0055
DMS-2 (ARAMIS)	0,215		DMS-2 (ARAMIS)	0,295	

Tabelle 5-2: Vergleich der Ergebnisse aus den Versuchen mit Dehnungsmesstreifen mit denen mit optischem Messverfahren (ARAMIS)

Die durchgeführte Vergleichsstudie für größere Messflächen zeigt, dass die Verluste in der Genauigkeit bzw. die Relativfehler bei größeren Messflächen im Verhältnis zur Vergleichsstudie für kleinere Messflächen nur minimal voneinander abweichen. Auch hierbei wird eine Erhöhung der Genauigkeit durch weitere Optimierung des Messfeldes und der Messvorrichtung im Rahmen der Lasteinleitungsversuche durchgeführt und mit der herkömmlichen Messtechnik bei jedem Versuch verglichen.

5.3.5 Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Vergleichsstudie zur Messgenauigkeit des verwendeten optischen Messsystems

Die durchgeführte Vergleichsstudie veranschaulicht das Leistungsvermögen des optischen Verfahrens im Vergleich zu den herkömmlichen Messverfahren bei kleinen Verformungen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Mehrheit der ermittelten systematischen Fehler die gleiche Tendenz aufweist wie bei den Dehnungsmessstreifen (DMS), die größere Werte als das optische Messsystem registrieren. Eine Erhöhung der Genauigkeit durch Optimierung des Messfeldes und der Messvorrichtung ist möglich und lässt sich durch Änderungen am Kalibrierungsprozess des Systems, der Größe der Facetten, der verwendeten Masken sowie der Größe der Überlappungszone der Facetten umsetzen. Darüber hinaus soll durch eine weitere Optimierung des stochastischen Schwarzweissmusters und der Belichtungsverhältnisse eine Verbesserung der Kontrastverhältnisse der Oberfläche realisiert werden, welche die Wiedererkennung der Facetten verbessert und das Rauschen bei diesen vermindert. Darauf aufbauend wurde ein neues Beleuchtungssystem in den darauffolgenden Versuchen als Ersatz für die vom Hersteller vorgesehene Beleuchtung eingesetzt und durch den Kalibrierungsprozess des Systems auf die Verminderung des Rauschens hin überprüft.

Die gewonnenen Erkenntnisse wurden in den Lasteinleitungsversuchen im Rahmen dieser Arbeit (s. Kapitel 7) eingesetzt. Hierbei konnten Messfeldgrößen von 500 x 600 mm² gemessen werden.

6. Materialkennwerte der verwendeten Baustoffe

6.1 Allgemeines

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Brettschichthölzer stammen vom gleichen Hersteller und haben die gleiche Sortierungsklasse von GL 24h. Die verwendeten Schrauben sind mittels allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen zugelassen und sind durch eine Qualitätssicherung ausgewiesen.

Für die Modellierung des Tragverhaltens werden allerdings die tatsächlichen mechanischen Eigenschaften der Eingangsmaterialien benötigt. Daher wurden im Rahmen dieser Arbeit Materialprüfungen der Ausgangsmaterialien mittels Stichproben durchgeführt. Die hierzu erforderlichen Prüfkörper wurden aus den Versuchskörpern der Ausziehversuche und Lasteinleitungsversuche entnommen. An dieser Stelle wird anbei eine kurze Übersicht der Versuchsergebnisse und Mittelwerte der Kenngrößen gegeben. Eine umfassende Darstellung der Ergebnisse findet sich im Anhang im Abschnitt A1.

6.2 Vollgewindeschrauben

Die Bruchlast und der Elastizitätsmodul der Schrauben wurden an allen verwendeten Durchmessern durch Zugversuche ermittelt. Tabelle 6-1 stellt die Ergebnisse der Zugversuche dar.

Probe	Schraubendurchmesser d	Zugtragfähigkeit f_t	E-Modul ⁽¹⁾	EA
	[mm]	[N]	[N/mm ²]	[N]
Z8-1	8	18680,0	183990,5	3612,6
Z8-2	8	18794,0	182969,9	3592,6
Z8-3	8	19572,0	181726,8	3568,2
Mittelwerte	m	19015,3	182895,7	3591,1
Z10-1	10	28555,0	191193,9	5587,6
Z10-2	10	33023,0	183434,5	5360,8
Z10-3	10	34481,9	185299	5415,3
Mittelwerte	m	32020,0	186642,5	5454,6
Z12-1	12	53127,0	199121,1	8796,9
Z12-2	12	53179,0	198123,8	8752,8
Z12-3	12	51554,0	195998,1	8658,9
Mittelwerte	m	52620,0	197747,7	8736,2

⁽¹⁾ Elastizitätsmodul bezogen auf den Kerndurchmesser d_k der Schrauben.

Tabelle 6-1: Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul der verwendeten Schrauben.

6.3 Brettschichtholz

Die Ermittlung der Materialeigenschaften der verwendeten Hölzer wurden in Anlehnung an DIN EN 408:2012-10 [48] bestimmt. Hierbei wird die experimentelle Bestimmung der Kennwerte auf die für die Modellierung relevanten mechanischen Eigenschaften beschränkt. Der Mittelwert des Zug-Elastizitätsmoduls in Faserrichtung sowie die Zugfestigkeit ergeben sich aus Tabelle 6-2 für die Zugversuche mit Probekörpern nach DIN EN 408:2012-10 [48] und aus Tabelle 6-3 für modifizierte Schulterproben. Ausgehend von den Freileisten haben die modifizierten Proben einen sich verjüngenden Querschnitt, der im Messbereich die minimale Abmessung konstant hält.

Tabelle 6-4 stellt den Mittelwert des Zug-Elastizitätsmoduls senkrecht zur Faserrichtung sowie die Querkzugfestigkeit dar. Desweiteren zeigt die Tabelle 6-5 den Mittelwert des Druck-Elastizitätsmoduls parallel zur Faser sowie die faserparallele Druckfestigkeit. Die Tabelle 6-6 gibt das Druck-Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser sowie die Druckfestigkeit senkrecht zur Faser an. Tabelle 6-7 registriert den Mittelwert der Scherfestigkeit mit Scherversuchen nach DIN EN 408:2012-10 [48]. Die detaillierten Ergebnisse der relevanten Versuche zur Bestimmung der Materialkennwerte befinden sich im Anhang A1.

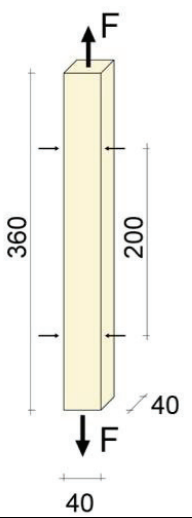
Holzgüte: GL 24h						
Serie ZL	l = 360 mm		b = 40 mm		h = 40 mm	
Abmessungen						
	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	E-Modul [N/mm ²]	Zug- festigkeit [N/mm ²]	max. Last [kN]	Versagensart
	Z 9	477,2	12183,9	13,4	21,4	Kleber im Anker
	Z 10	424,2	10810,2	21,7	34,7	Kleber im Anker
	Z 11	504,1	14327,3	17,0	27,2	Kleber im Anker
	Z 12	425,1	12920,6	16,4	26,3	Klebefuge
	Z 13	421,7	10743,4	19,0	30,4	Klebefuge
Mittelwerte	m	450,5	10003,1	17,5	16,8	-

Tabelle 6-2: Ergebnisse der Zugversuche parallel zur Faserrichtung.

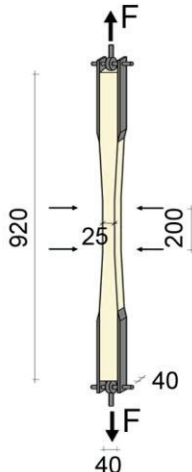
Holzgüte: GL 24h						
Serie ZL_V Abmessungen	l = 920 mm		b = 40 mm		h = 40 mm	
	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	max. Last [kN]	Versagensart
	ZL 7	418,5	6956,3	17,6	17,6	Lokalversagen (lokalen Fehler)
	ZL 1	443,4	14350,5	30,1	30,1	Scherversagen im Ankerbereich
	T-SL-1	-	11200,6	41,9	41,9	Scherversagen im Ankerbereich
	T-SL-2	-	13268,8	37,1	37,1	Scherversagen im Ankerbereich
	T-SL-4	-	13433,7	50,9	50,9	Zugbruch
Mittelwerte	m	431,0	13063,4	40,0	40,0	-

Tabelle 6-3: Ergebnisse der Zugversuche parallel zur Faserrichtung mit verjüngtem Querschnitt.

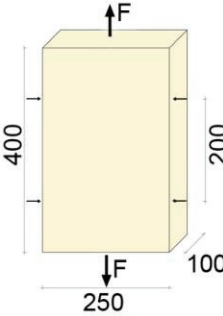
Holzgüte: GL 24h						
Serie ZQ Abmessungen	l = 400 mm		b = 100 mm		h = 250 mm	
	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	E-Modul [N/mm ²]	Zug- festigkeit [N/mm ²]	max. Last [kN]	Versagensart
	Z 1	443,4	230,7	0,7	16,9	Querzug
	Z 3	453,5	258,7	0,5	11,7	Querzug
	Z 5	454,0	246,1	0,7	16,3	Querzug
	Z 7	418,5	315,4	0,9	21,5	Querzug
Mittelwerte	m	442,4	262,7	0,7	16,6	-

Tabelle 6-4: Ergebnisse der Zugversuche senkrecht zur Faserrichtung.

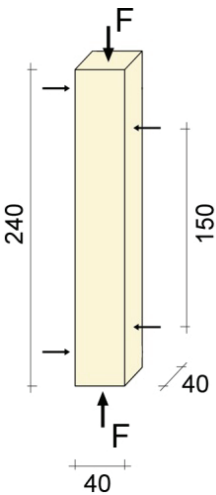
Holzgüte: GL 24h						
Serie DL Abmessungen	l = 240 mm		b = 40 mm		h = 40 mm	
	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	E-Modul [N/mm ²]	Druck- festigkeit [N/mm ²]	max. Last [kN]	Versagensart
	D 2	516,2	14949,3	51,3	82,0	Druck
	DR 2	445,3	12443,8	41,8	66,9	Druck
	D 4	427,6	11021,2	40,5	64,7	Druck
	DR 4	453,3	15182,6	45,3	72,4	Druck
	D 6	381,3	9480,3	35,3	56,5	Druck
	DR 6	428,6	13242,9	43,2	69,0	Druck
	D 8	442,2	10603,2	35,8	57,2	Druck
	DR 8	463,9	11871,5	38,8	62,0	Druck
Mittelwerte	m	444,8	12349,4	41,5	59,2	-

Tabelle 6-5: Ergebnisse der Druckversuche parallel zur Faserrichtung.

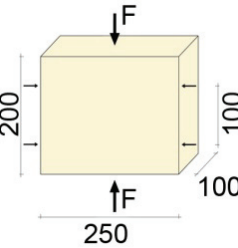
Holzgüte: GL 24h						
Serie DQ Abmessungen	l = 200 mm		b = 250 mm		h = 100 mm	
	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	E-Modul [N/mm ²]	Druck- festigkeit [N/mm ²]	max. Last [kN]	Versagensart
	D 1	471,3	183,8	4,0	101,1	Druck
	D 3	454,8	219,0	3,3	82,7	Druck
	D 5	434,4	256,6	3,6	89,4	Druck
	D 7	465,8	279,8	4,4	110,5	Druck
Mittelwerte	m	456,6	234,8	3,8	95,9	-

Tabelle 6-6: Ergebnisse der Druckversuche senkrecht zur Faserrichtung.

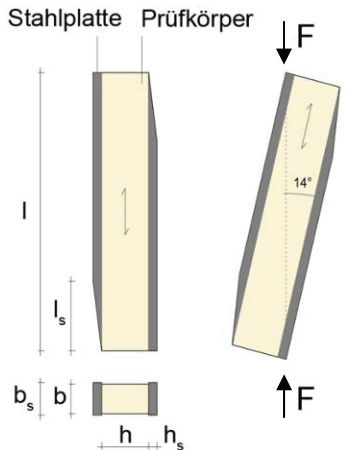
Holzgüte: GL 24h						
Serie SW Abmessungen	l = 300 mm		b = 32 mm		h = 55 mm	
	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	E-Modul [N/mm ²]	Scher- festigkeit [N/mm ²]	max. Last [kN]	Ver- sagensart
	S 1	410,6	-	5,0	49,0	Scher
	S 2	441,7	-	4,8	47,2	Scher
	RS 2	458,7	-	5,3	52,1	Scher
	S 3	470,9	-	5,7	55,7	Scher
	RS 3	414,8	-	4,2	41,4	Scher
	S 4	400,6	-	5,6	55,5	Scher
Mittelwerte	m	432,9	-	5,1	50,2	-

Tabelle 6-7: Ergebnisse der Scherversuche.

7. Versuche zum Verbundverhalten und zur Krafteinleitung von Vollgewindeschrauben mit großen Einbindelängen unter kurzzeitiger Beanspruchung

7.1 Allgemeines

Zur Beschreibung des Verankerungsverhaltens von Vollgewindeschrauben mit großen Einbindelängen unter kurzzeitiger Beanspruchung wurden zahlreiche Versuchsreihen durchgeführt. Neben mehr als 160 Ausziehversuchen (Pull-Out Versuchen) wurde außerdem das Tragverhalten im Verankerungsbereich mit 84 Lasteinleitungsversuchen überprüft.

Anhand der Ausziehversuche (Pull-Out) wird der Einfluss des Schraubendurchmessers und der Einbindelänge der Schrauben sowie der Winkel zur Faserrichtung auf das Verbundverhalten untersucht (vgl. Kapitel 2, Abschnitt 3.4). In der systematischen Untersuchung des Verbundverhaltens in Form von Pull-Out Versuchen werden die wesentlichen Einflüsse auf das Tragverhalten wirklichkeitsnah erfasst. In allen Versuchen wurden die Schrauben ohne Vorbohrung in den Versuchskörper eingeschraubt und durch eine Bohrung mit einem Durchmesser von 50 mm und variierenden Bohrtiefen (5-12 cm) wurde ein verbundfreier Bereich realisiert. Auf Grund der Unterbrechung des Verbunds im Lasteinleitungsbereich des Versuchskörpers wird der Einfluss des lokalen zusätzlichen Querdrucks im Auflager verhindert und damit eine Verfälschung der Ergebnisse im Lasteinleitungsbereich vermieden. Bild 2-4 in Abschnitt 2.2.1.2 zeigt den Einfluss dieser Verfälschung, die zu einer Vergrößerung der Werte der Verbundspannung führt.

Zudem können durch die gemessenen Relativverschiebungen an den beiden Enden der Versuchskörper Rückschlüsse über die eingeleitete Kraft gezogen werden. Ferner werden in den Untersuchungen die Einbindelängen der Schrauben iterativ geändert. Die sukzessive Änderung der Einbindelänge bietet eine Möglichkeit zur Ermittlung der maximalen Verbundtragfähigkeit bis zum Materialversagen der Schrauben in Abhängigkeit vom Winkel und Durchmesser der Schrauben.

Die Lasteinleitungsversuche dienen zur Untersuchung der Lastausbereitung entlang der Vollgewindeschrauben und darüber hinaus zur Absicherung der Ergebnisse aus den Pull-Out Versuchen. Sie sind insofern aussagekräftiger, da hier der gesamte Verankerungsbereich abgebildet wird. Dabei sollen die Veränderungen der Verbundspannungsverläufe im Verankerungsbereich infolge Spannkrafteinleitung unter Druck- und Zugbeanspruchung untersucht werden. Sowohl die Einflüsse der geometrischen Anordnung der Schrauben im Bezug auf die Abstände zwischen den Schrauben als auch die Abstände zum Bauteilende und die daraus resultierenden Spannungsumlagerungen können anhand der Versuchsmesstechnik mit Hilfe der gemessenen Verzerrungen experimentell bestimmt werden.

Ziel der experimentellen Untersuchungen ist die wirklichkeitsnahe Erfassung des Verbundverhaltens der Vollgewindeschrauben mit größeren Einbindelängen, sowie die Bestimmung der erforderlichen Einleitungs- und Verankerungslängen der Schrauben.

Weiterhin soll die Sicherstellung einer ausreichenden Tragfähigkeit trotz der Anisotropie des Holzes nachgewiesen werden. Nachfolgend werden die entscheidenden Versuchsparameter und – ergebnisse beschrieben. Eine vollständige Dokumentation findet sich in [18].

7.2 Pull-Out Versuche

7.2.1 Versuchskörper und Versuchsaufbau

Die Auszugtragfähigkeit der Vollgewindeschrauben im Holz wird meist anhand von Ausziehversuchen (Pull-Out Versuchen) mit kurzer Verbundlänge getestet (die Verbundfestigkeit von Schrauben wird meist anhand von Pull-Out Versuche mit kurzer Verbundlänge nach DIN EN 1382: 2000-03 [51] geprüft). In der klassischen Betrachtung solcher Versuche auch bei anderen Materialien, wird i. d. R. angenommen, dass die gemessene maximale Verbundtragfähigkeit durch die sehr kurze Einbettungslänge das Verbundtragverhalten simuliert werden kann. Allerdings verlangt der Einsatz der Vollgewindeschrauben als Bewehrung in Holzquerschnitten eine genauere Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens des Verbunds zwischen Stahl und Holz. Dies ist auf Grund der Besonderheiten des Holzes als anisotroper Baustoff mit unterschiedlichen Tragfähigkeiten unter Zug- und Druckbeanspruchungen relevant. Für lange Schrauben kann besonders die Proportionalität zwischen kurzen und langen Verbundlängen zur Überschätzung des Tragverhaltens führen. Die quantitative Beschreibung des Verbundverhaltens bildet die Grundlage zur Beschreibung des Verbundverhaltens in Abhängigkeit von Schraubendurchmesser, Winkel zur Faserrichtung und Einbindelänge des Bewehrungsmittels.

Um die unterschiedlichen Einwirkungen bei der langen Verankerungslänge der Schrauben im Versuchsaufbau abbilden zu können, wurde dieser im Vergleich zum Aufbau nach DIN EN 1382: 2000-03 [51] modifiziert, sodass die maximal eingeleitete Kraft sukzessiv durch die schrittweise Vergrößerung der Einbindelänge l_p festgestellt werden kann, weiterhin kann die Relativverschiebung zwischen Schraube und Holz sowohl an der Krafteinleitungsseite als auch am Ende der Verankerungsbereich in Abhängigkeit von der Belastung erfasst werden.

Die Abmessungen der Versuchskörper mit einer Länge (l) und Einbindelänge (l_p), sowie einer Kantenlänge (b) von 20 cm sind in Bild 7-1 dargestellt.

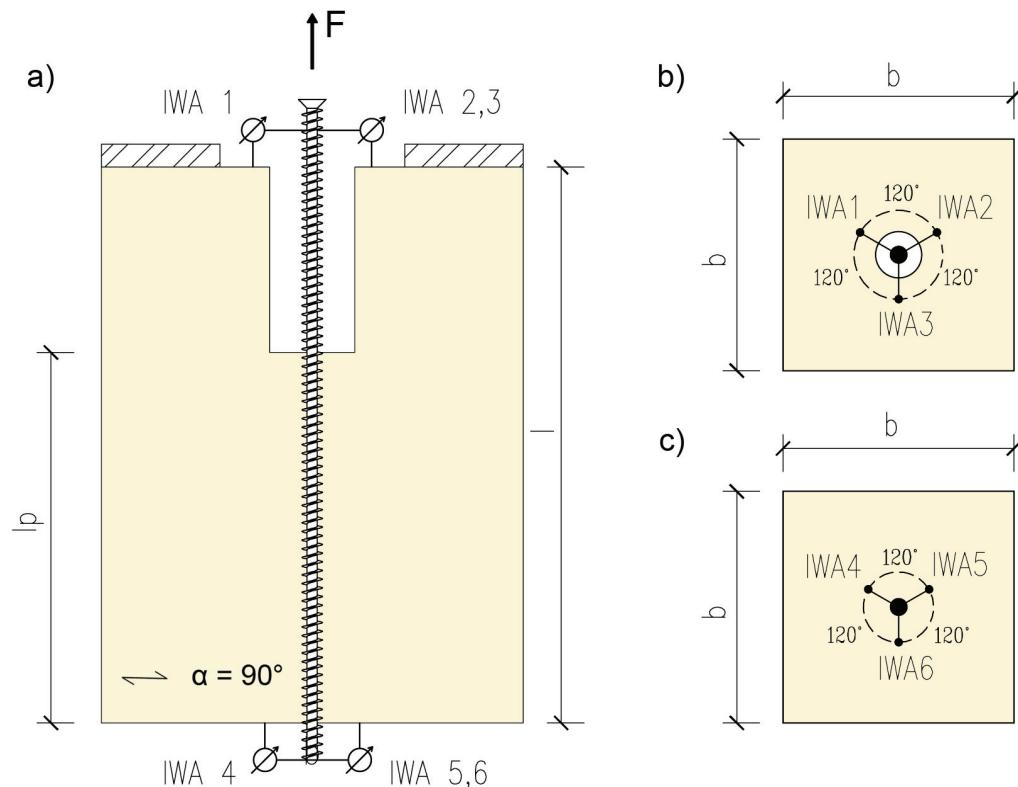


Bild 7-1: Pull-Out Versuchskörper mit Darstellung der Messtechnik: a) vertikaler Schnitt, b) Schnitt an der oberen Krafteinleitungsseite, c) Schnitt an der unteren Krafteinleitungsseite.

Die Versuche wurden mit Hilfe einer Universalprüfmaschine (Zwick Z150) nach DIN EN 1382: 2000-03 [51], aber in modifizierter Form, (s. Bild 7-2) durchgeführt. Durch eine verbundfreie Vorlänge von mindestens 5 d wird die Induktion eines Querdruckes im Krafteinleitungsbereich des Probekörpers vermieden. Dadurch weichen die gemessenen Relativverschiebungen nach Abzug der Stahldehnung zwischen den Messpunkten nur geringfügig von den Werten des belasteten Querschnitts des Tragelements ab. Weiterhin konnten durch die gewählten Abmessungen der Probekörper von $b = 20 \text{ cm}$ (s. Bild 7-1) die unerwünschten Einflüsse auf das Tragverhalten weitgehend ausgeschlossen werden. Um die Auswirkung der unterschiedlichen Verankerungslängen der Schrauben im Versuchsaufbau abbilden zu können, wurde die maximal eingeleitete Kraft sukzessive durch die schrittweise Vergrößerung der Einbindelänge (l_p) festgestellt. Die maximale Verbundtragfähigkeit wird iterativ erreicht, wenn der Verbund die zunehmenden Spannungen in der Mantelfläche der Schraube nicht mehr durch Relativverschiebungen zwischen den Kontaktflächen des Gewindes mit dem Holz ableiten kann.

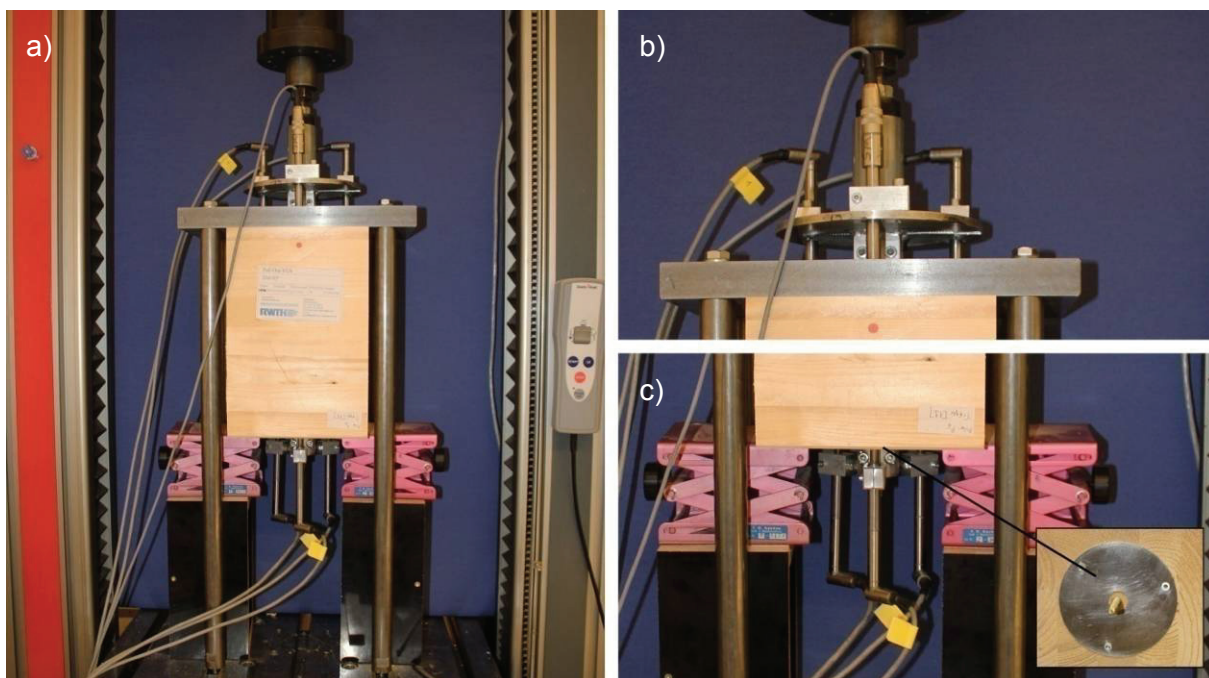


Bild 7-2: Pull-Out Versuch: a) Übersicht des Versuchsaufbaus, b) Anordnung der induktiven Wegaufnehmer durch eine Stahlplatte am oberen Ende des Körpers, c) Anordnung der induktiven Wegaufnehmer durch eine am unteren Ende des Körpers befestigte Stahlplatte.

Für jeden Versuchsparameter wurden mindestens drei gleiche Proben hergestellt und getestet. Vor Versuchsbeginn wurden die Schrauben im Zentrum der Proben und rechtwinklig zur Holzoberfläche ohne Vorbohren eingeschraubt. Dabei entspricht der Winkel zwischen Beanspruchungsrichtung und Faserrichtung dem Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung. Eine zweiteilige Stahlring-Vorrichtung wurde hergestellt und benutzt um die Imperfektion der Schrauben beim Einschraubprozess zu vermindern und die Präzision sowie die Wiederholbarkeit der Probekörper zu gewährleisten. Die lange Einbindelänge der Schrauben und die iterative Bestimmung der maximal einzuleitenden Kraft bis zum Erreichen des Materialversagens der Schrauben kennzeichnen die Vorgehensweise des Versuchsprogramms. Das globale Verbundverhalten der Schrauben im Brettschichtholz wird dadurch studiert und Einflussfaktoren wie Schraubendurchmesser und Winkel zwischen der Schraubenachse zur Holzfaserrichtung variiert.

7.2.2 Baustoffe

Die Probekörper wurden aus homogenem Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h nach DIN 1052:2008 [50] hergestellt. Das Brettschichtholz wurde von der Firma Derix-Holzleimbau hergestellt und geliefert. Im Rahmen des Versuchsprogramms wurden desweiteren die Rohdichte und Holzfeuchte der einzelne Probekörper gemessen. Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften des gelieferten Brettschichtholzes wurden zahlreiche Versuche in Anlehnung an DIN EN 408:2012-10 [48] durchgeführt (vgl. Kapitel 6). Die Materialeigenschaften und die Zug-, Druck- und Scherfestigkeiten sind im Anhang A1 zusammengefasst.

Für alle Versuche wurden ausschließlich zugelassene Vollgewindeschrauben mit gleichen Parametern verwendet. Im Rahmen einer Parameterstudie wurden im Vorfeld die unterschiedlichen Einwirkungen der geometrischen Eigenschaften der Vollgewindeschrauben auf die Verbundtragfähigkeit untersucht und daraufhin in verschiedenen Klassen unterteilt [17]. Eine Zusammenstellung der gemessenen Stahlkennwerte für die verwendeten Schrauben findet sich im Anhang A1.

7.2.3 Herstellung und Lagerung der Versuchskörper

Die Probekörper mit Abmessungen von 20 x 20 cm² und verschiedenen Längen wurden aus homogenem Brettschichtholz mit einem Querschnitt von 20 x 64 cm² in Winkeln von 0°, 15°, 30°, 60° und 90° zur Holzfaserrichtung zugeschnitten (s. Bild 7-3). Bei der Herstellung der Proben wurden Stellen mit Holzfehlern, wie großen Ästen oder Harzgallen, gezielt ausgespart. Anschließend wurden die Probekörper gewogen und die Vollgewindeschrauben mittig in die Stirnseiten der Proben eingeschraubt, wobei überstehenden Spitzen der Schrauben auf eine Länge von 50 mm abgeschnitten wurden.

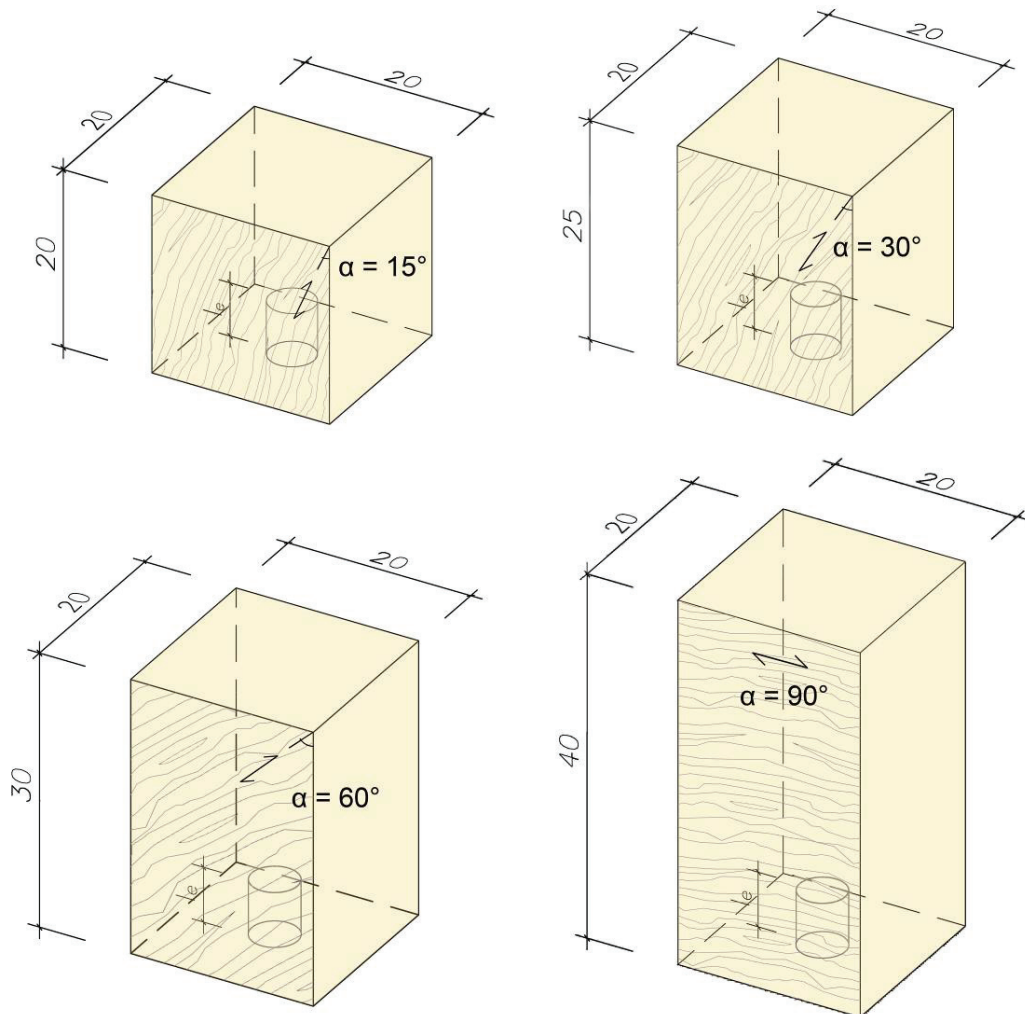


Bild 7-3: Grafische Darstellung der Probekörper mit unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung und variierenden Verbundlängen.

Die Herstellung der Probekörper erfolgte unter Innenraumklima in der Holzwerkstatt des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen. Danach wurden Abmessung, Gewicht und Feuchtigkeit der Probekörper ermittelt. Umgehend nach dem Einschrauben der Vollgewindeschrauben wurden die Proben in der Klimakammer des Instituts für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac) gelagert. Die Klimakammer wurde entsprechend den Anforderungen der DIN EN 408:2012-10 [48] mit einer Temperatur von 20 ± 2 °C und 65 ± 5 % relative Luftfeuchte kontinuierlich eingestellt. Die Versuche wurden anschließend in der Versuchshalle des Instituts für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac) durchgeführt.

Bei der Verankerung der Schrauben im Bereich der Lasteinleitung wurden je nach Durchmesser Keile mit geschlossenem Gehäuse mit Schraubverschluss eingefertigt. Hierdurch wurde eine kraftschlüssige Verbindung der Verankerungskeile mit dem Schraubverschluss des Gehäuses erzielt. Durch die Anpassung der Keilform an die Schraubenkopfform ergaben sich keine lokalen Konzentrationen der Belastung und dadurch kein vorzeitiges Versagen des Materials der Schrauben auf Grund eines lokalen Anstiegs der Spannungen im Lasteinleitungsbereich.

7.2.4 Messverfahren und Messwerterfassung

Die Relativverschiebung wird sowohl am Lasteinleitungsbereich als auch am Ende des Verbundbereichs aufgenommen. Ziel ist hierbei, die eingeleitete Kraft in Abhängigkeit von der Relativverschiebung zu ermitteln, sowie das Versagen zwischen Material- und Verbundversagen in den kritischen Fällen deutlicher differenzieren zu können.

Auf Grund der Schwierigkeiten in der Erfassung der lokalen Relativverschiebung genau am Eindringungspunkt der Schrauben in das Holz wurde die Verschiebung relativ zur Oberfläche der Stirnseite des Körper gemessen und die Stahldehnung in Abhängigkeit vom Abstand vom Befestigungspunkt der induktiven Wegaufnehmer bis zum Eindringungspunkt sowie zur Belastung rechnerisch subtrahiert. Dadurch bleibt das Prinzip der Pull-Out Versuche gleich, wodurch eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse mit den Voruntersuchungen [17] gegeben ist. Bild 7-4 zeigt den Versuchsaufbau.

Mittels drei Wegaufnehmern, die jeweils 30 mm von der Stirnfläche entfernt auf den Schrauben fixiert wurden, wurde die Verschiebung der Schraube gegenüber dem Holzkörper (Schlupf) unmittelbar an der Stirnseite der Versuchskörper erfasst. Die Wegaufnehmer wurden in einem sternförmigen Messhalter symmetrisch zur Schraubenachse angeordnet um Bewegungen der Schrauben quer zur Achse durch Mittelwertbildung ausgleichen zu können und um die Verschiebung in der Schraubenachse gegenüber der Stirnfläche zu erfassen. Zusätzlich wurde die Relativverschiebung am Ende des Versuchskörpers gemessen, die zur Berechnung der tatsächlich eingeleiteten Kraft in das Holz einbezogen wird. Bild 7-5 stellt die Messanordnung am oberen und unteren Ende der Probe vor.

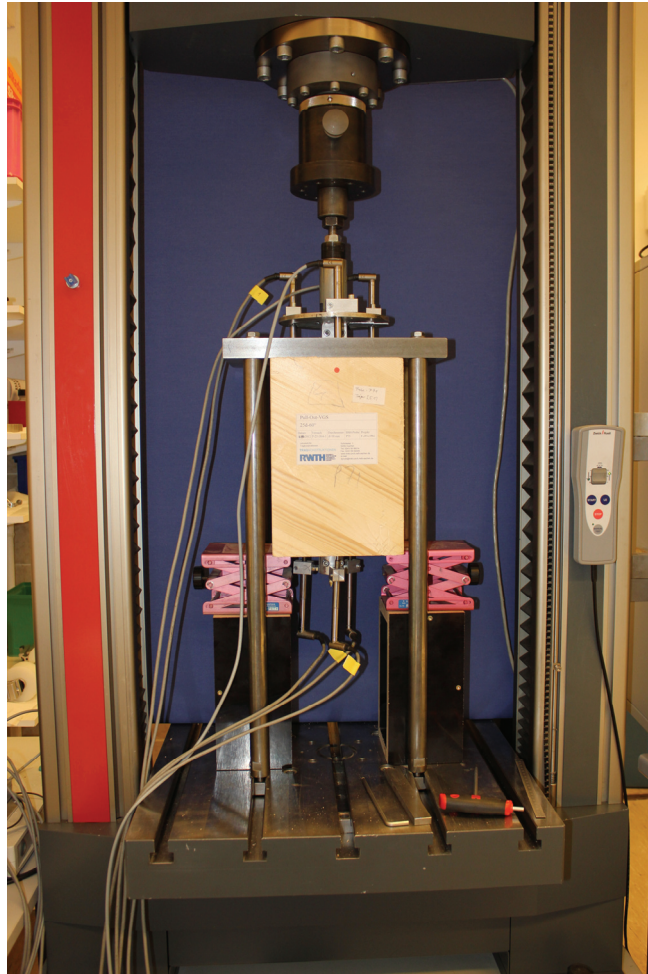


Bild 7-4: Versuchsaufbau der Pull-Out Versuche.

Die Messsignale der induktiven Wegaufnehmer und der Kraftmesseinrichtung wurden während der Belastung punktuell mit 0,1 Hz. erfasst. Zur Auswertung der Messwerte während der Belastung erfolgte eine Datenreduktion (Komprimierung) mit Hilfe eines dafür geschriebenen Makro im Tabellen-Kalkulationsprogramm. Ziel war es hierbei, die maximale Verbundtragfähigkeit in Abhängigkeit von der Relativverschiebung wie genau so möglich zu erfassen. In der nachfolgenden Versuchsauswertung werden jeweils die arithmetischen Mittelwerte der Relativverschiebung am Belastungsende der Schrauben in Abhängigkeit von der Belastung nach Abzug der Stahldehnung in der Vorlage der Schraube bis zum Eindringungspunkt dargestellt.

Bei den Proben, die mit großer Wahrscheinlichkeit durch ein Verbundversagen versagen werden, wurde eine abweichende Messvorrichtung am unbelasteten Ende des Versuchskörpers angewendet (Bild 7-6). Durch einen auf einem Stahlring befestigten Wegaufnehmer wurde die Relativverschiebung des abgeschnittenen Endes der Schraube gemessen.

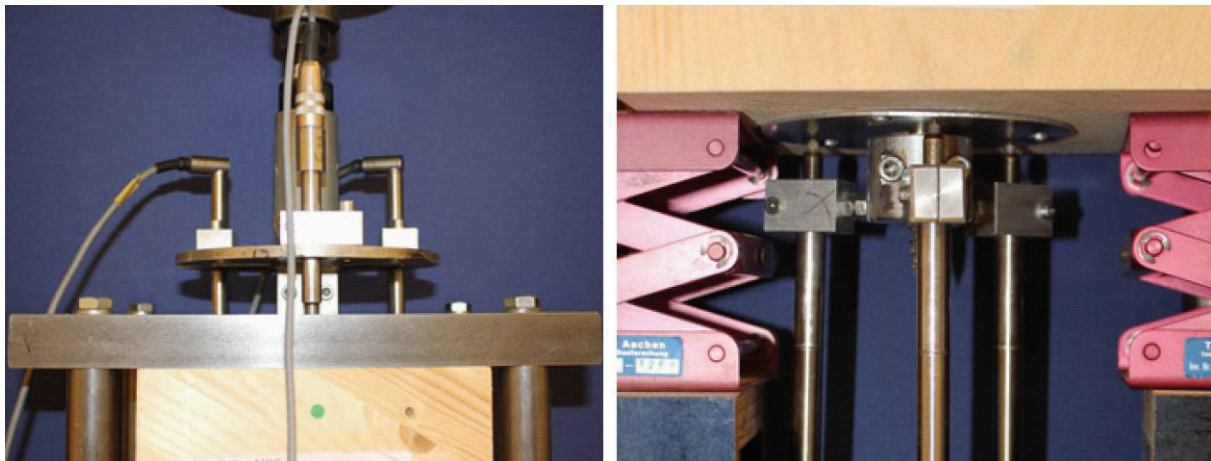


Bild 7-5: Messanordnung der Pull-Out Versuche: Am oberen Ende des Körpers (links); am unteren Ende (rechts).

Vor dem Versuch wurde dafür die Spitze der Schraube angeschnitten und die Schnittfläche abgeflacht, sodass die Schnittstelle eine ebene Fläche senkrecht zur Schraubenchse abgebildet hat. Durch drei Schrauben die sternförmig mit einem Winkel von 120° zueinander eingeordnet sind, wurde der Stahlring an der Fläche des unbelasteten Endes des Versuchskörpers befestigt. Allerdings konnte diese einfach zu handhabende Vorrichtung nicht in allen Versuchen angewendet werden. Grund dafür ist, dass beim Materialversagen der Schrauben schlagartig eine höhere kinematische Energie freigesetzt wurde. Dadurch erfährt der Versuchskörper eine höhere Beschleunigung und dringt gegen das Tastende des Wegaufnehmers.

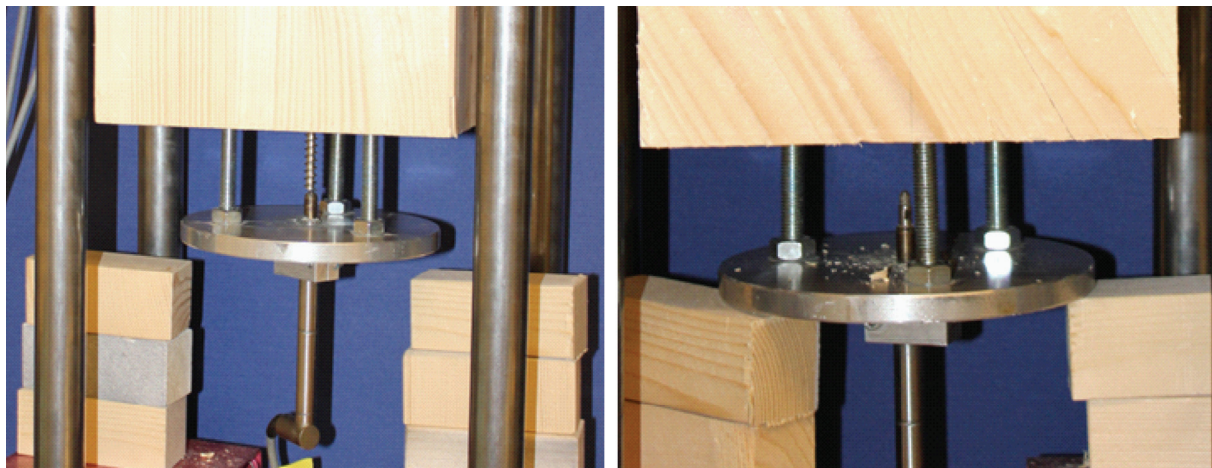


Bild 7-6: Abweichende Messanordnung bei den Pull-Out Versuchen: Am unteren Ende des Körpers während des Versuchs (links); am unteren Ende nach dem Verbundversagen (rechts).

7.2.5 Versuchsdurchführung

Nach ausreichender Lagerung der Probekörper im Normklima wurde der Versuchskörper zentrisch auf der Versuchsvorrichtung fixiert. Durch Variation der

Einbindelänge der Schrauben und damit verbundenen Verbundlängen des Probekörpers, wurde der Versuchsaufbau an die Länge des Körpers angepasst. Es wurden Versuchsserien mit kleinen Verankerungslängen von 15 d, einer mittleren Einbindelänge von 20 d und großen Einbindelängen von 25 d getestet. Weiterhin wurde bei den flachen Winkeln zur Faserrichtung (0° und 15°) die Einbindelänge bis zum Erreichen des Materialversagens der Schrauben weiter gesteigert.

Unmittelbar vor Beginn der Pull-Out Versuche wurde die Feuchte des Holzes senkrecht und parallel zur Faser gemessen. Die Belastung wurde gemäß der DIN EN 1382: 2000-03 [12] mit unterschiedlicher Geschwindigkeit zwischen 1,0 - 2,0 mm / min je nach Durchmesser mit Hilfe einer elektro-hydraulischen Pumpe kontinuierlich aufgebracht. Ziel hierbei war die maximal zu erwartende Kraft in 90 ± 30 Sekunden zu erreichen. Bei den Proben in denen ein Verbundversagen auftrat, wurden die Schrauben nach Abschluss der Beanspruchung entfernt, sodass bei den Sägenschnitten dieser Proben das plastische Tragverhalten der Holzmatrix in der Kontaktzone sichtbar wurde.

Die maßgebenden Versuchsparameter der Versuchsserien sind in Tabelle 7-1 zusammengefasst. Eine Zusammenstellung der Beanspruchungen der einzelnen Versuchskörper ist dem Anhang A2 zu entnehmen.

Versuchsserie	Brettschichtholz GL 24h													Σ	
	Schrauben- durchmesser d [mm]			Einbindelänge l_p [mm]				Winkel zur Faserrichtung α					Eingebettete Schraubenspitze		
	8	10	12	15xd	20xd	25xd	30xd	0°	15°	30°	60°	90°			
P1	x			x				3 Versuche je Winkel						15	
P2	x				x			3 Versuche je Winkel						15	
P3	x					x		3 Versuche je Winkel						15	
P4		x		x				3 Versuche je Winkel						15	
P5		x			x			3 Versuche je Winkel						15	
P6		x				x		3 Versuche je Winkel						15	
P8*		x					x	3 Versuche für $\alpha = 0^\circ$						3	
P7			x	x				3 Versuche je Winkel						15	
P9			x		x			3 Versuche je Winkel						15	
P10			x			x		3 Versuche je Winkel						15	
P11*			x				x	Jeweils 3 Versuche für $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 15^\circ$						6	
PS**		x			x			Jeweils 3 Versuche für $\alpha = 0^\circ$, $\alpha = 30^\circ$, $\alpha = 90^\circ$					x	9	
153 Versuche															

* zusätzliche Versuche zum Erreichen des Materialversagens der Schrauben.

** Versuche zur Abbildung der Wirkung der Schraubenspitze.

Tabelle 7-1: Versuchsparameter der Pull-Out Versuchsserien.

Anhand der ermittelten Verbundfestigkeit wurden anschließend zusätzliche Versuche zur Ermittlung der Einwirkung der Schraubenspitzen auf das Tragverhalten durchgeführt. Schraubenspitzen besitzen ein kleineres Profil. Diese Ausformung der Schraubenspitze zum einfachen Eindringen der Schraube ins Holz bedingt andererseits eine schlechtere Verankerung der Schraube im Holz. Daher ist eine Verminderung der Verbundtragfähigkeit bei der Einbettung der Spitze im Holz zu erwarten. Der Versuchsaufbau ist in Details im Bild 7-7 dargestellt.

Die Versuche mit eingebetteten Spitzen wurden auf einen Nenndurchmesser der Schrauben von 10 mm und eine mittlere Einbettungslänge von 20 d begrenzt. Die Versuche haben drei verschiedene Winkel zur Fasserrichtung (0° , 30° und 90°) behandelt. Auch hierbei wurden für jeden Versuchsparameter drei identischen Proben getestet.

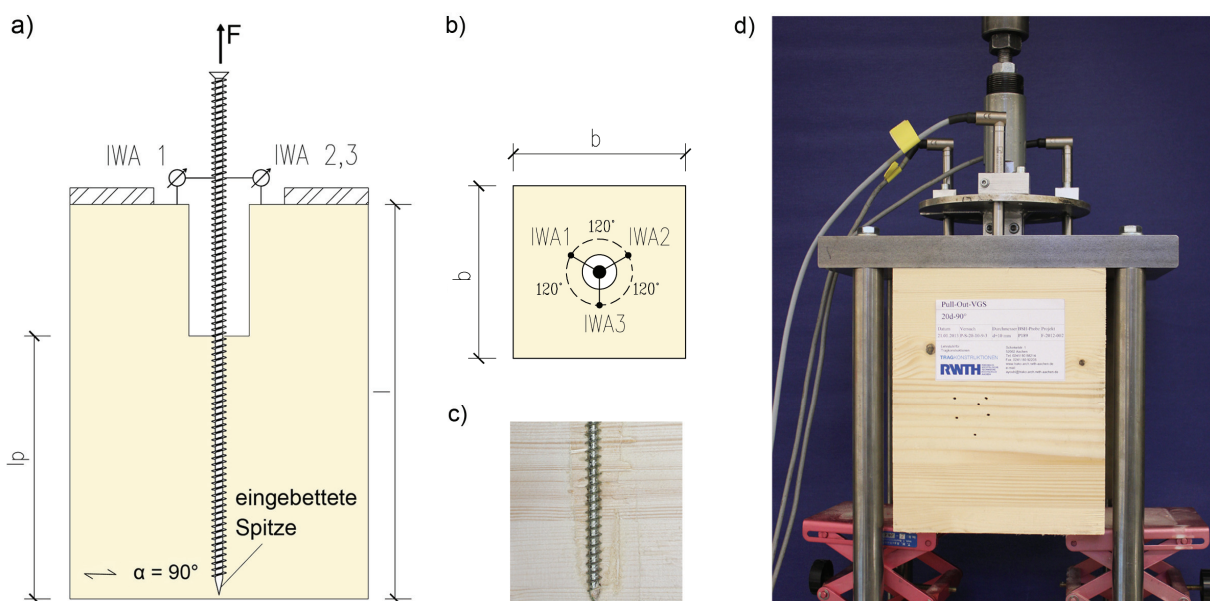


Bild 7-7: Pull-Out Versuchskörper mit eingebetteter Spitze: a) vertikaler Schnitt, b) Schnitt an der oberen Krafteinleitungsseite, c) Sägeschnitt an der Stelle der eingebetteten Spitze, d) Übersicht des Versuchsaufbaus.

7.2.6 Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche

Vorbemerkungen

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Pull-Out Versuche beispielhaft dargestellt. Eine vollständige Dokumentation der Versuchsergebnisse einschließlich der während der Versuchsdurchführung kontinuierlich aufgenommenen Messwerte ist im Anhang A2 enthalten.

Die Last-Verschiebungskurven werden für je drei Einzelversuche mit gleichen Parametern in jeweils einem Diagramm zusammengefasst. Dies bietet die Möglichkeit, die Streuung der Ergebnisse besser zu erkennen. Bei dem Vergleich zwischen den verschiedenen Versuchsserien wurden ausschließlich die arithmetischen Mittelwerte der Einzelversuche der betrachteten Serien abgebildet. Desweiteren werden

die Ergebnisse der Versuche mit eingebetteter Schraubenspitze mit dem Buchstaben „S“ gekennzeichnet.

Last-Verschiebungsverhalten

Anhand der Pull-Out Versuche wurden die Last-Verschiebungskurven der einzelnen Versuche nach Abzug der Stahldehnung im verbundfreien Bereich (s. Abschnitt 7.2.1) ermittelt. Jeder Messwert stellt einen arithmetischen Mittelwert aus den drei Messwerten der Wegaufnehmer, die die lokalen Relativverschiebungen aufnehmen (s. Abschnitt 6.2.4), dar.

In Bild 7-8 werden die Ergebnisse der Serie 1 mit einer Einbettungslänge von 15 d und die der Serie 11 mit einer Einbettungslänge von 25 d gegenübergestellt. Die beide Serien haben den gleichen Schraubendurchmesser von 8 mm, einheitliche Schrauben Fabrikate nach allgemeine bauaufsichtliche Zulassung [4] und einer identischen Winkel zur Faserrichtung von 0° .

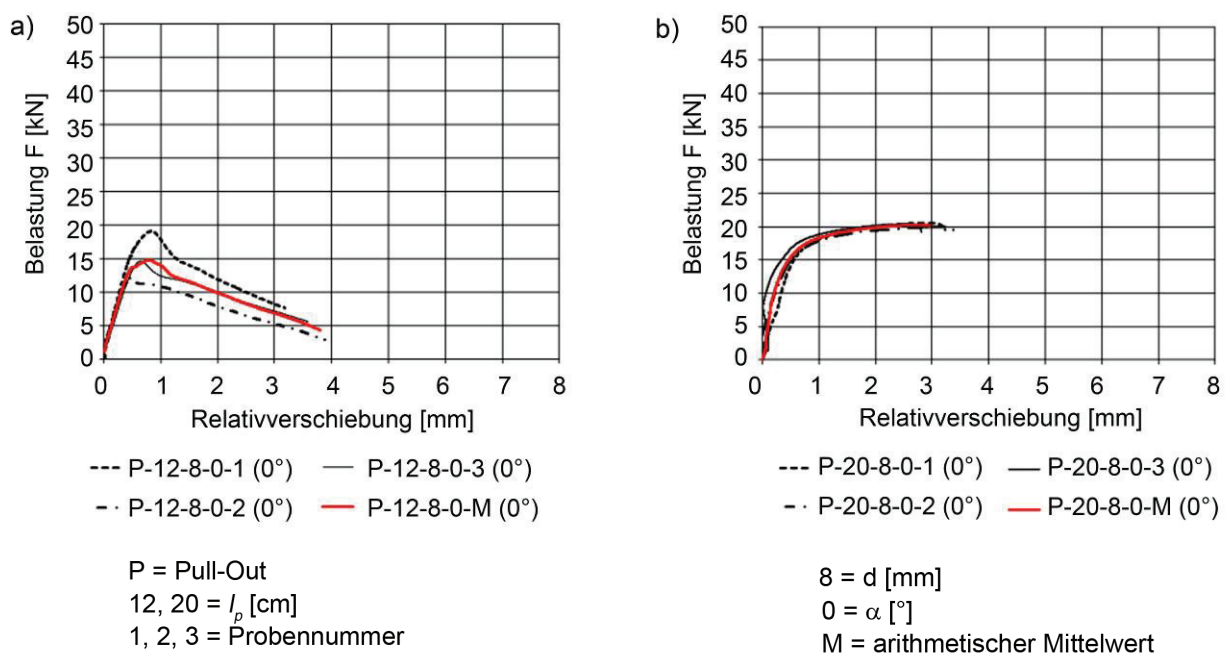


Bild 7-8: Serien 1 und 11, Last-Verschiebungsbeziehungen für Schraubendurchmesser von 8 mm, faserparallel.

Bei der Serie 11 sind deutlich größere Verbundkräfte im Vergleich zur Serie 1 zu erkennen. Ein linearer Zusammenhang zwischen der Einbettungslänge der Schrauben und der eingeleitete Kraft durch den Verbund ist nicht vorhanden.

Das Bild 7-9 zeigt den Vergleich der Verbundkräfte der faserparallelen Schrauben für den Nenndurchmesser von 12 mm mit einer Einbindelänge von 15 d im Vergleich zu den Schrauben mit einer Einbindelänge von 25 d.

Obwohl die Einbindelänge proportional zum Nenndurchmesser der Schrauben von 15 d auf 25 d gestiegen ist, weisen die Schrauben mit dem Durchmesser von 12 mm im Vergleich zu den Schrauben mit einem Nenndurchmesser von 8 mm größere mittlere Verbundspannungen auf.

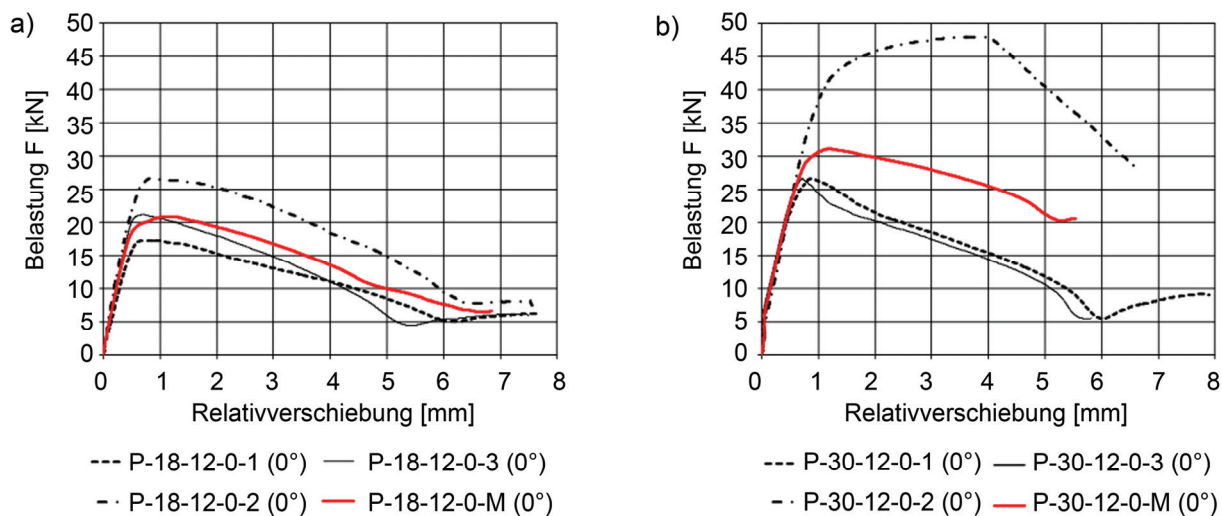


Bild 7-9: Serien 31 und 40, Last-Verschiebungsbeziehungen für Schraubendurchmesser von 12 mm, faserparallel.

Eine Gegenüberstellung der Last-Verschiebungskurven der Schrauben mit einem Durchmesser von 8 mm und unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung ist auf dem Bild 7-10 dargestellt. Bild 7-11 bezieht sich auf Schrauben mit einem Durchmesser von 10 mm und Bild 7-12 auf Schrauben mit 12 mm Durchmesser.

Die Versuchsergebnisse zeigen das unterschiedliche Ausziehverhalten in Abhängigkeit von den Winkeln zur Faserrichtung. Bei kurzen Einbindelängen der Schrauben von 15 d (s. Bild 7-10, a, Bild 7-11, a und Bild 7-12, a) und flachen Winkeln ist die Kraftübertragung mit größeren Relativverschiebungen verbunden als bei den Proben mit einer größeren Einbindelänge von 25 d. Bei Einbringwinkeln von 30° bis 90° findet eine stärkere Angleichung der Verschiebungen und der maximal übertragenen Kraft bei den unterschiedlichen Winkeln statt (s. Bild 7-10, b und Bild 7-11, b). Wird die maximale Verbundtragfähigkeit überschritten, können die Belastungen unter den jeweiligen Winkeln zur Holzfaserrichtung unabhängig von einer weiteren Vergrößerung der Einbindelänge (s. Bild 7-12, b) nicht mehr steigen.

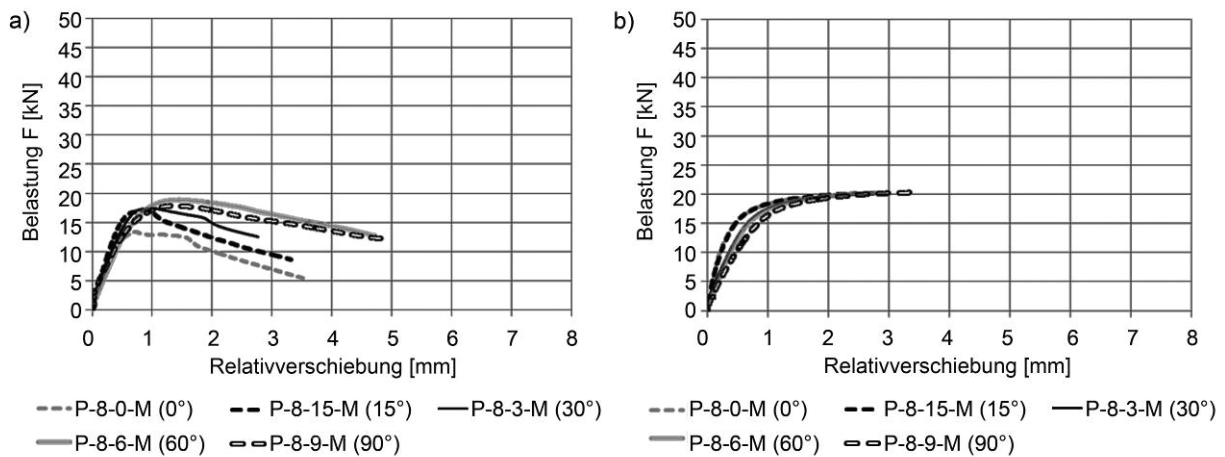


Bild 7-10: Pull-Out Versuche an Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 8 mm und unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung: a) Einbindelänge 15 d, b) Einbindelänge 25 d.

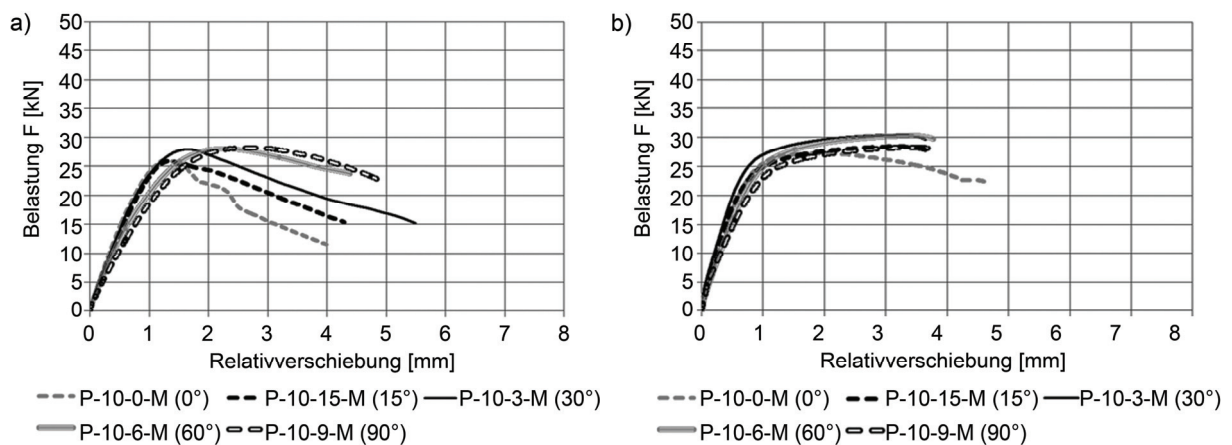


Bild 7-11: Pull-Out Versuche an Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 10 mm und unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung: a) Einbindelänge 15 d, b) Einbindelänge 25 d.

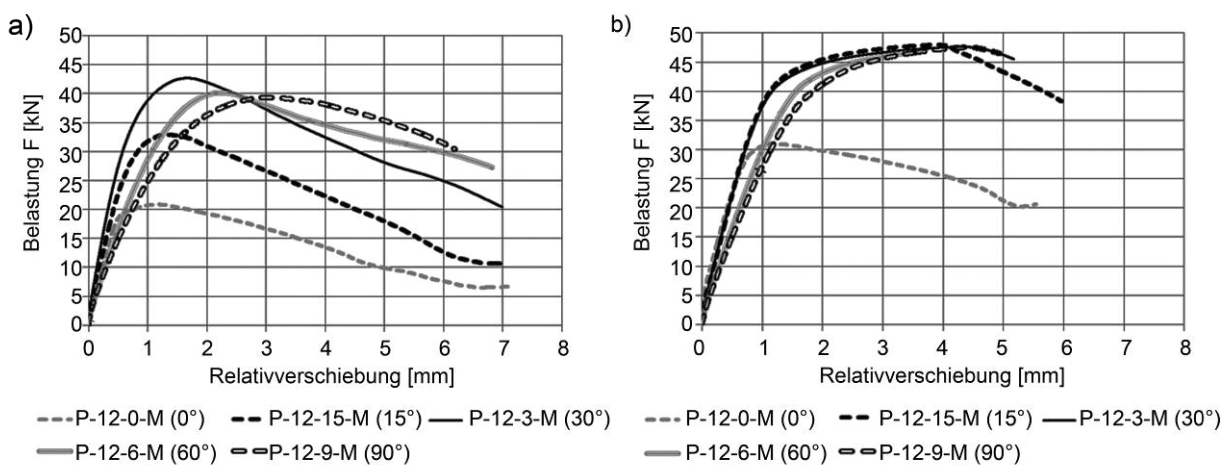


Bild 7-12: Pull-Out Versuche an Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 12 mm und unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung: a) Einbindelänge 15 d, b) Einbindelänge 25 d.

Eine weitere Steigerung der gesamten Verbundtragfähigkeit ist durch die Verlängerung der Verankerungslänge der Schrauben möglich. Dabei werden der Haftanteil sowie der Reibverbund steigen und ersetzen dadurch den fehlenden Anteil im Scherverbund. Hierbei spielt der „lack of fit“ eine große Rolle (Reibungsverbund infolge der Geometrie der Schraube). Dabei kann die Schraube durch ihr spiralförmiges Gewinde dem Schraubkanal in der Axialrichtung ohne Verdrehung nicht weiter folgen wodurch ein Widerstand in der Holzmatrix zwischen den aufeinander folgenden Gewindeflanken auf den gesamten Verbundbereich entsteht.

Das Bild 7-13 stellt solche Verhältnisse bei der weiteren Verlängerung der Einbettungslänge von 5 d für sehr flache Winkel zur Faserrichtung dar.

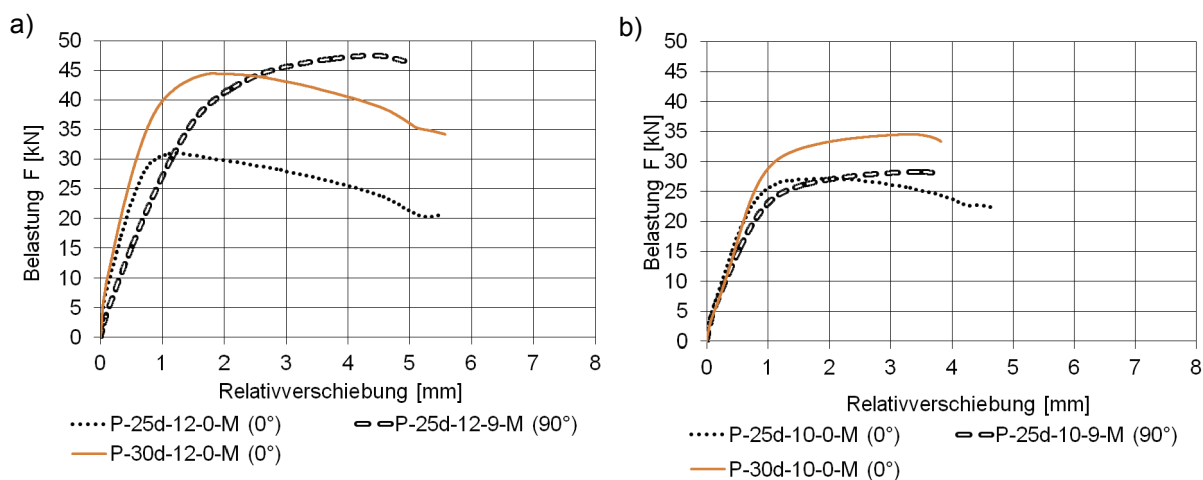


Bild 7-13: Anstieg der Belastung der Vollgewindeschrauben parallel zur Faserrichtung bei den Pull-Out Versuchen für einen Nenndurchmesser der Schrauben von a) 12 mm, b) 10 mm.

Bild 7-13, a zeigt hierbei den Anstieg der Verbundtragfähigkeit von Schrauben mit der verlängerten Einbettungslänge im Vergleich zu den Schrauben ohne diese Verlängerung, sowie zur Orientierung auch ohne Verlängerung aber mit Einschraubwinkel senkrecht zur Faser für Schraubendurchmesser von 12 mm. Der Anstieg ist für einen Durchmesser von 10 mm weiterhin deutlich zu sehen (s. Bild 7-13, b), wobei die maximale Verbundtragfähigkeit um ca. 50 % gesteigert werden konnte.

Einwirkung der Schraubenspitze

Um den Einfluss der eingebetteten Schraubenspitze auf das Last-Verschiebungsverhalten der Pull-Out Versuche zu verdeutlichen, sind in Bild 7-14 exemplarisch die Ergebnisse der Versuche mit und ohne eingebettete Spitzen gegenübergestellt. Durch die schlechtere Verankerung des Schraubenendes in der Mantelfläche lassen sich in die Schraubenspitzen kleinere Axialkräfte einleiten. Das Schraubenverhalten im Bezug auf die Kraftübertragung ist daher auf Grund ihrer Ausformung zum einfachen Eindrehen ins Holzelement schlechter.

Bild 7-14, a zeigt die Ergebnisse aus den Pull-Out Versuchen mit eingebetteter Spitze und großen Winkeln zur Holzfaserrichtung, wobei jede Kurve den arithmetischen Mittelwert aus drei einzelnen Versuchen im Vergleich zu den Versuchen ohne Einbettung der Spitze darstellt. Dabei werden die Ergebnisse der Proben mit eingebetteter Spitze mit dem Buchstaben „S“ gekennzeichnet. Den gleichen Vergleich für flache Winkel bildet Bild 7-14, b ab.

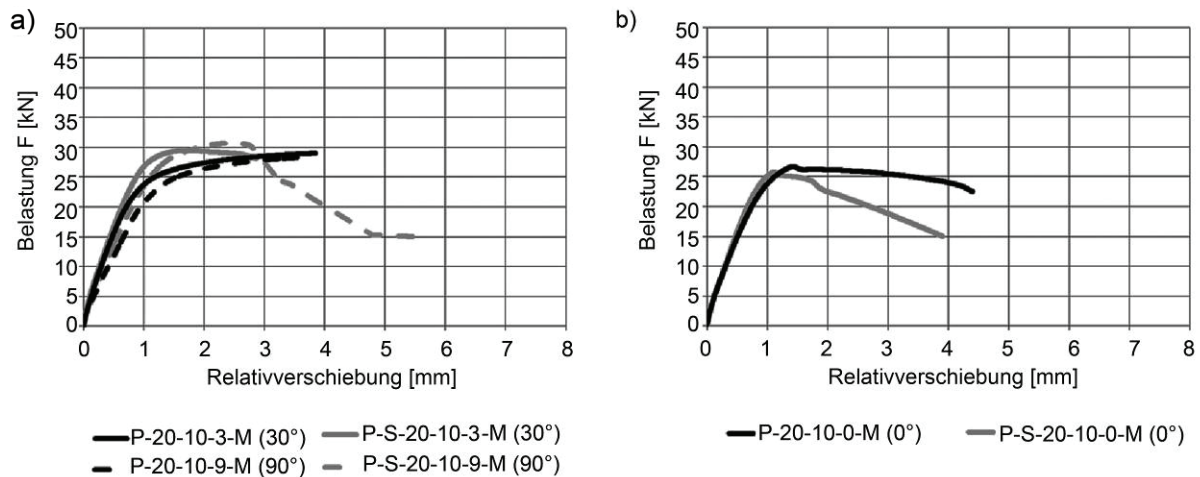


Bild 7-14: Pull-Out Versuche an Vollgewindeschrauben mit eingebetteter Spitze im Vergleich zu den Versuchen ohne Spitzeneinbettung, a) für große Winkel zur Faserrichtung (30° und 90°), b) für kleine Winkel zur Holzfaserrichtung (0°).

Die Ergebnisse zeigen, dass bei großen Winkeln ($\geq 30^\circ$) zur Faserrichtung keine große Abschwächung oder Beeinträchtigung der Verbundtragfähigkeit vorhanden ist. Bedingt durch den Verschiebungswiderstand der einzelnen Fasern zwischen dem Spitzengewinde ist die Möglichkeit zur Kraftübertragung zwischen den Verbundelementen vorhanden. Die Unterschiede in den Belastungs-Relativverschiebungskurven sind auf die Streuung der Verbundfestigkeit zurückzuführen. Im Gegensatz dazu verliert die Schraube deutlich den Widerstand der Faser gegen das Ausziehen senkrecht zum Gewinde bei kleinen Winkeln ($< 30^\circ$). Hierbei wirkt nur der Grundverbund wodurch die Fähigkeit der Spitze zur Kraftübertragung eingeschränkt wird.

Eine Zusammenstellung der aufnehmbaren Verbundkräfte der einzelnen Versuchskörper findet sich im Anhang A2.

7.3 Pull-Out Versuche zur Abbildung der Auswirkung von Längsrissen

7.3.1 Versuchskörper und Versuchsaufbau

Der Einfluss von Längsrissen auf das Verbundverhalten und die Auszugsfestigkeiten der Schrauben wird durch Pull-Out Versuche an Probekörpern ermittelt, die durch einen künstlichen Riss (Sägeschnitt) in der Schraubenachse geschwächt sind (Bild 7-15). Diese Versuche dienen zur Quantifizierung des Anteils einer Druckkegelwirkung am Gesamttragverhalten. Hierbei werden die Ergebnisse der Proben, indem die Ausbil-

dung einer Ringkraftzone im Holz durch den Riss unterbrochen wird (vgl. Kapitel 2, Abschnitt 2.1.2), mit den identischen ungerissenen Proben verglichen. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse aus den Pull-Out Versuchen zur Abbildung der Auswirkung von Längsrissen bei Probekörpern mit unterschiedlichen Einschraubwinkeln zur Holzfaserrichtung zu gewährleisten, wurde auf die in der Praxis zutreffenden Risse quer oder parallel zur Faserrichtung verzichtet und stattdessen eine einheitliche Positionierung eines künstlichen Risses (Sägeschnitt) eingesetzt (s. Bild 7-15).

Risse im Holzquerschnitt führen zur Verminderung der Tragfähigkeit des Tragelements, wobei die Lage der Risse im Querschnitt im Verhältnis zur Belastungsrichtung eine große Rolle spielt. Risse in Brett-schichtholz können bei Beanspruchungen senkrecht zur Faserrichtung des Holzes entstehen. Die Entstehung von Querkzugspannungen kann sowohl durch auftretende Kräfte als auch durch klimatische Belastungen hervorgerufen werden, welche zur Überschreitung der Querkzugfestigkeit des Holzes führen können. Neben der bekannten Rissbildung beim Einschraubprozess, welche sich zu einem Spaltriss weiterentwickeln kann, können auch Klimawechsel Risse in Faserrichtung hervorrufen.

Die Abmessungen der mit einem künstlichen Längsrisss versehenen Versuchskörper mit einer Länge (l) und Einbindelänge (l_p), sowie einer Kantenlänge (b) von 20 cm sind in Bild 7-15 dargestellt.

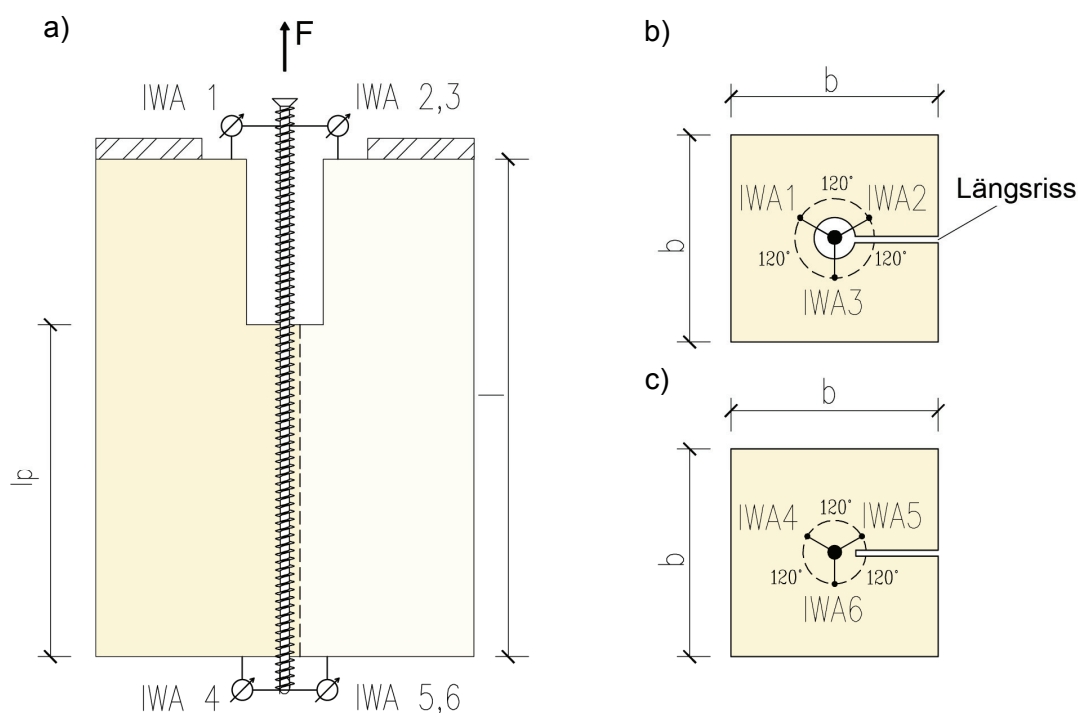


Bild 7-15: Pull-Out Versuchskörper zur Abbildung der Auswirkung von Längsrissen mit Darstellung der Messtechnik: a) vertikaler Schnitt, b) Schnitt an der oberen Krafteinleitungsseite, c) Schnitt an der unteren Krafteinleitungsseite.

Die Versuche wurden auch hierbei mit Hilfe einer Universalprüfmaschine (Zwick Z150) weitestgehend in Anlehnung an DIN EN 1382: 2000-03 [51] durchgeführt. Sie wurden in modifizierter Form (s. Bild 7-1, vgl. Abschnitt 7.2.1) mit einer verbundfreien Vorlänge von mindestens 5 d getestet. Die gewählten Abmessungen der Probekörper (s. Bild 7-16), je nach Versuchsparameter, sind mit denen für die Pull-Out Versuche identisch.

Für jeden Versuchsparameter wurden mindestens drei gleiche Proben hergestellt und getestet. Vor Versuchsbeginn wurden die Schrauben im Zentrum der Proben und rechtwinklig zur Faserrichtung ohne Vorbohren eingeschraubt. Danach wurde ein künstlicher Riss parallel zum Verlauf der Schraube eingesägt. Dieser Ablauf war so gewählt, um die nachträgliche Entstehung eines Längsrisses im Tragelement abzubilden. Diese Risse können nachträglich im Verlauf des Lebenszyklus des Tragelements aus während des Einschraubprozesses bestehenden Mikrorissen entstehen, deren Entwicklung durch Klimawechsel beschleunigt werden kann.

Tastversuche mit vor dem Einschraubprozess künstlich hergestellten Rissen haben gezeigt, dass die Gefahr den Verlauf der Schraube zur Richtung des Rissufers zu beeinflussen zu groß ist. Durch den geringeren Widerstand der durch den Riss geschwächten Holzmatrix folgt die Schraube beim Einschraubprozess dem Rissverlauf, wodurch eine präzise Positionierung im Zentrum des Versuchskörpers nicht möglich ist.

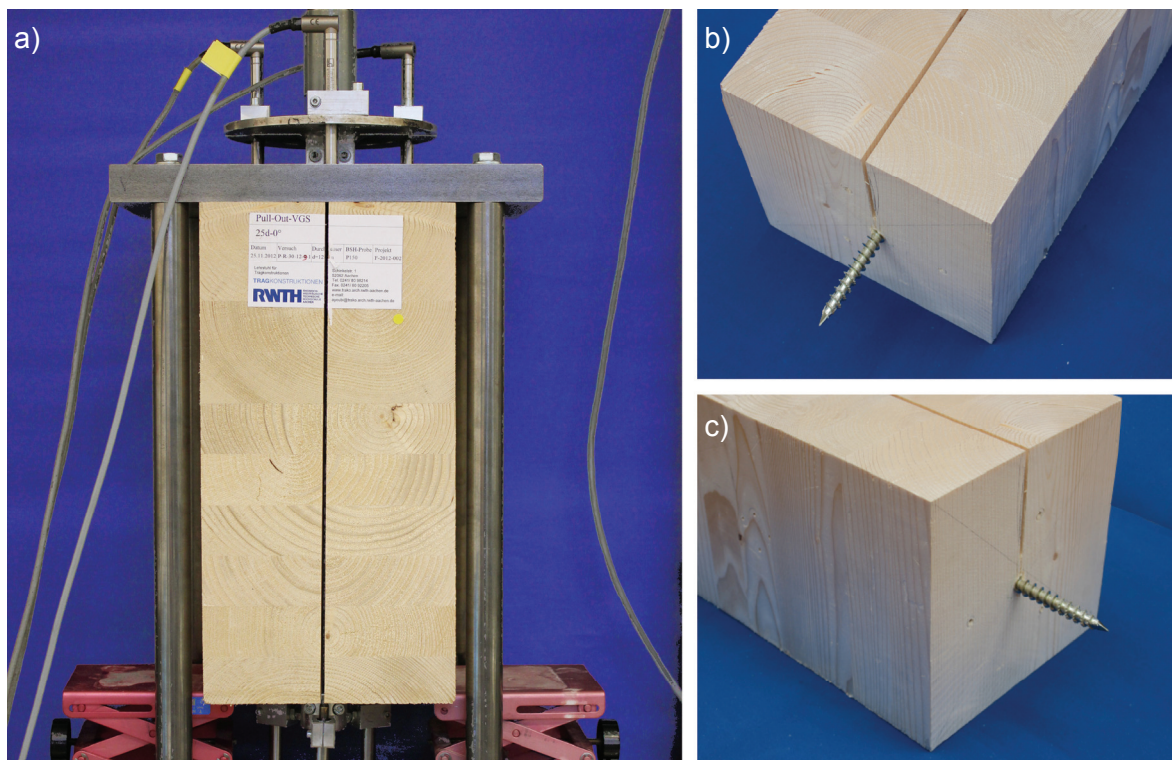


Bild 7-16: Pull-Out Versuch: a) Übersicht des Versuchsaufbaus, b) Anordnung der induktiven Wegaufnehmer durch eine Stahlplatte am oberen Ende des Körpers, c) Anordnung der induktiven Wegaufnehmer durch eine am unteren Ende des Körpers befestigten Stahlplatte.

Bei dem Einschraubprozess der Schraube wurde ebenfalls die zweiteilige Stahlring-Vorrichtung, die in Abschnitt 7.2.1 beschrieben ist, verwendet, um die Imperfektion der Schrauben beim Einschraubprozess zu vermindern und die Präzision sowie die Wiederholbarkeit zu gewährleisten.

Die gewonnenen Kenntnisse aus den Pull-Out Versuchen bei der iterativen Bestimmung der maximal einzuleitenden Kraft bis zum Erreichen des Materialversagens der Schrauben wurden dazu genutzt, die Anzahl der Versuche durch die Auswahl der ausschlaggebenden Parameter zu minimieren.

7.3.2 Baustoffe

Die Probekörper wurden aus homogenem Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h nach DIN 1052:2008 [50] hergestellt. Das Brettschichtholz wurde gleichzeitig mit dem Brettschichtholz für die Pull-Out Versuche von der Firma Derix-Holzleimbau geleimt und geliefert. Zusätzlich wurden auch hierbei die Rohdichte und Holzfeuchte der einzelnen Probekörper gemessen. Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften wurden an der gesamten Charge des gelieferten Brettschichtholzes zahlreiche Versuche in Anlehnung an DIN EN 408:2012-10 [48] durchgeführt (vgl. Abschnitt 7.2.2). Für alle Versuche wurden die gleichen zugelassenen Vollgewindeschrauben mit gleichen Abmessungen und Materialeigenschaften verwendet (vgl. Abschnitt 7.2.2).

7.3.3 Herstellung und Lagerung der Versuchskörper

Die Herstellungs- und Lagerungsschritte sind mit denen der Pull-Out Versuche identisch (vgl. Abschnitt 7.2.3). Der einzige Unterschied ist, dass nach dem Ende des Einschraubprozesses der künstliche Riss eingesägt wurde. Danach wurden die Proben wie beschrieben bis zum Versuchstag gelagert. Vorher wurden die genauen Abmessungen und das Gewicht der Versuchskörper aufgenommen. Bild 7-17 stellt eine grafische Darstellung des eingesägten Versuchskörpers dar.

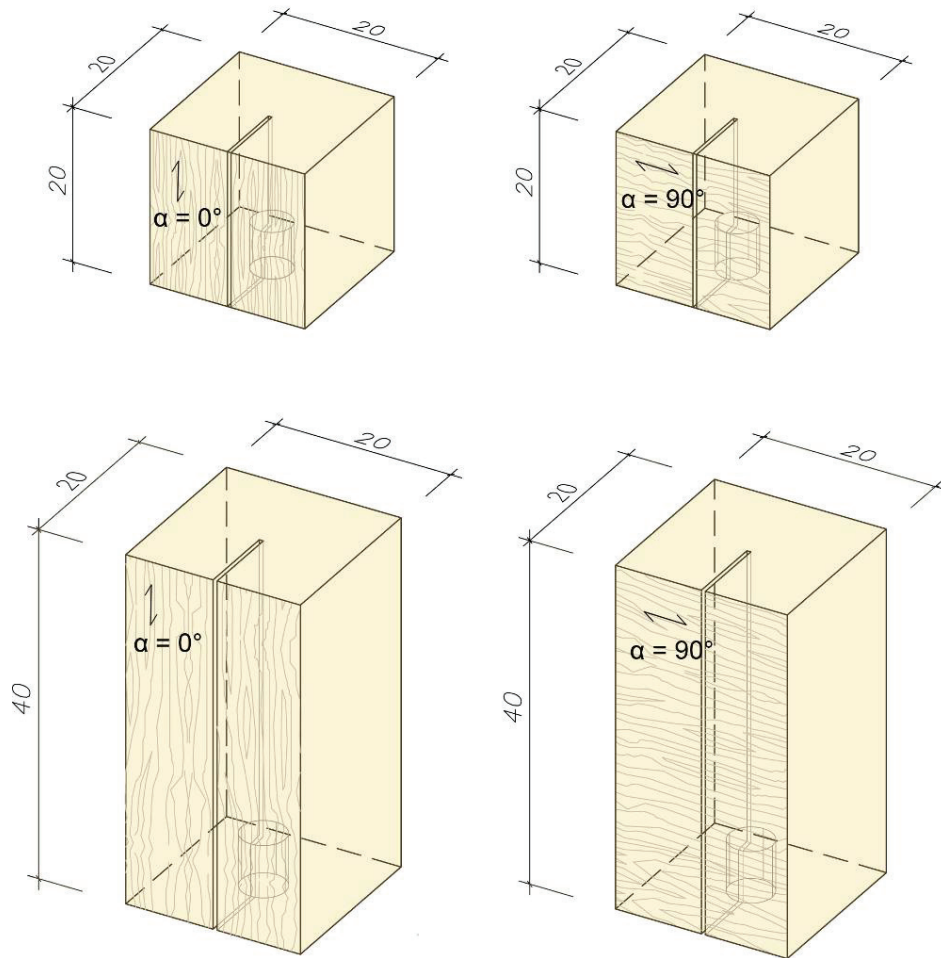


Bild 7-17: Grafische Darstellung der Probekörper mit künstlichem Riss und unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung.

7.3.4 Messverfahren und Messwerterfassung

Dieselben Verfahren und Messtechniken wurden an allen Versuchen analog zu den Pull-Out Versuchen angewendet. Zusätzlich wurde die Positionierung der sternförmigen Wegaufnehmer am belasteten und unbelasteten Ende des Versuchskörpers so vorgenommen, dass der Riss mittig zwischen zwei Wegaufnehmern liegt (s. Bild 7-15, b und Bild 7-15, c). Eine Bevorteilung der Messwerte durch die Rissufer wurde dadurch weitestgehend vermieden.

7.3.5 Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung entspricht der Durchführung aus den Pull-Out Versuchen (vgl. Abschnitt 7.2.5). Es werden zwei Schraubendurchmesser und zwei Einschraubtiefen jeweils für die Einschraubwinkel von 0° und 90° zur Holzfaserrichtung untersucht. Das Versuchsprogramm wurde so variiert, dass die Wirkung des Längsrisses an den bei den Pull-Out Versuchen untersuchten Parametern, in ihren Grenzwerten, festgestellt werden kann. Tabelle 7-2 stellt die untersuchten Parameter dar.

Versuchsserie	Brettschichtholz GL 24h					
	Schrauben- durchmesser d [mm]		Einbindelänge l_p [mm]		Winkel zur Faserrichtung α	
	8	12	15xd	25xd	0°	90°
PR1	x		x		3 Versuche je Winkel	6
PR2		x	x		3 Versuche je Winkel	6
PR3	x			x	3 Versuche je Winkel	6
PR4		x		x	3 Versuche je Winkel	6
Σ						24 Versuche

Tabelle 7-2: Versuchsparameter der Pull-Out Versuchsserien mit Längsriss.

7.3.6 Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche mit Längsriss

Vorbemerkungen

Die Ergebnisse werden in diesem Abschnitt im Vergleich zu den identischen Versuchen ohne Längsriss dargestellt. Eine vollständige Dokumentation der Versuchsergebnisse einschließlich der während der Versuchsdurchführung kontinuierlich aufgenommenen Messwerte ist im Anhang A2 enthalten.

Hierbei werden ausschließlich die arithmetischen Mittelwerte der Einzelversuche der betrachteten Serien abgebildet. Desweiteren werden die Ergebnisse der gerissenen Proben mit dem Buchstaben „R“ gekennzeichnet.

Last-Verschiebungsverhalten

Die Gegenüberstellung der Last-Verschiebungskurven der gerissenen und ungerissenen Proben mit einem Schraubendurchmesser von 8 mm parallel und senkrecht zur Faserrichtung ist auf dem Bild 7-18 dargestellt. Den gleichen Vergleich für den Schraubendurchmesser von 12 mm stellt Bild 7-19 dar.

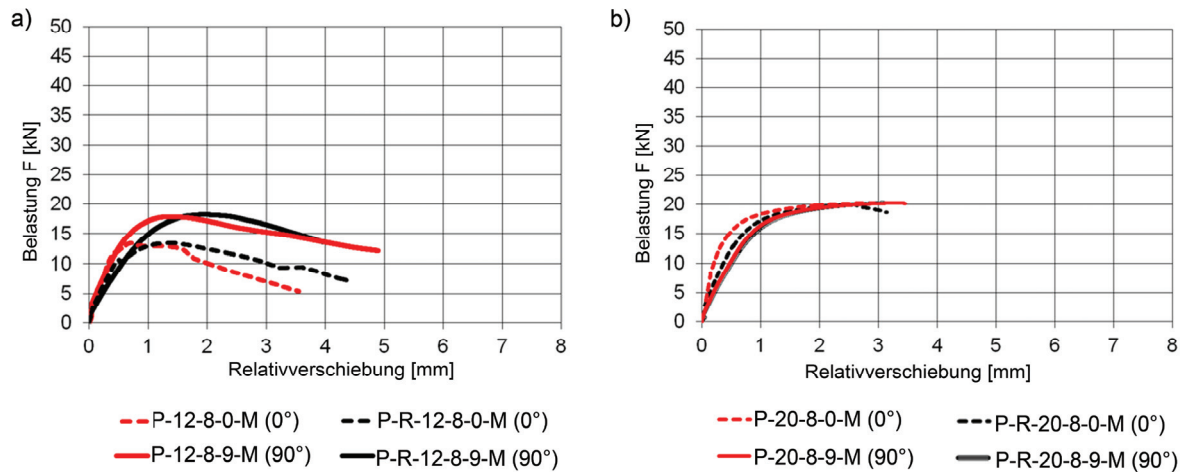


Bild 7-18: Gegenüberstellung der gerissenen und ungerissenen Probekörper mit einem Schraubendurchmesser von 8 mm parallel und senkrecht zur Faserichtung, sowie Einbettungslänge von a) 15 d, b) 25 d.

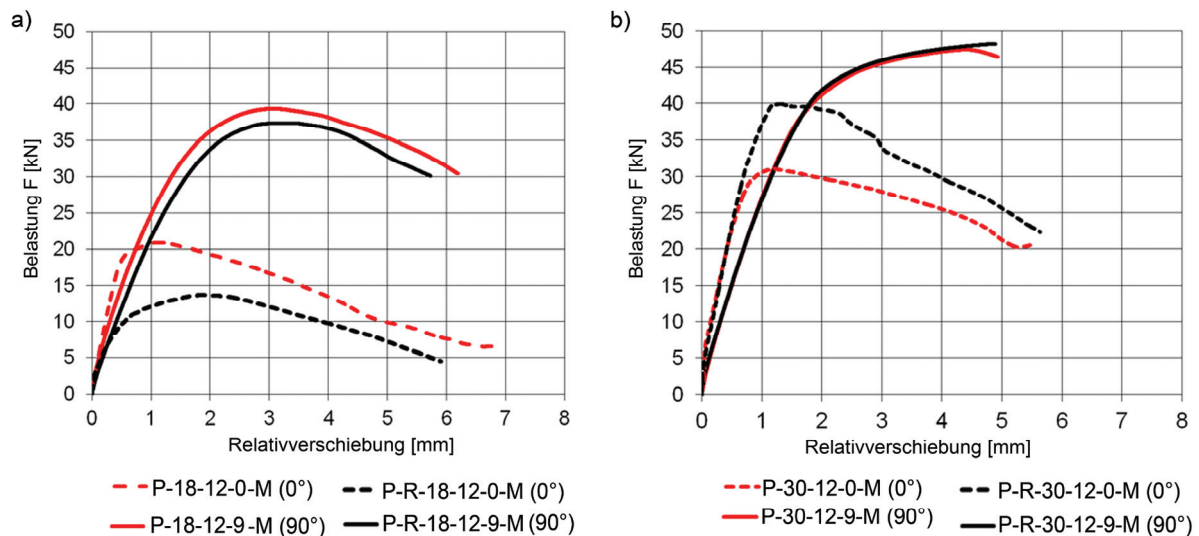


Bild 7-19: Gegenüberstellung der gerissenen und ungerissenen Probekörper mit einem Schraubendurchmesser von 12 mm parallel und senkrecht zur Faserichtung, sowie Einbettungslänge von a) 15 d, b) 25 d.

Die dargestellten Ergebnisse zeigen, dass bei den kleinen Winkeln zwischen Schraube und Holzfaserrichtung die Verankerungslänge der Schraube auf Grund der gleichen Belastungshöhe für die gerissenen Proben länger ist (s. Bild 7-19, a). Dieses Verhalten ist auf die Abminderung des Scheranteils der Verbundspannungen zurückzuführen. Für die Schrauben mit kleineren Durchmessern ist die Abminderung des Scheranteils mit der Zunahme der Reibungskräfte zu ersetzen. Allerdings wird der Schädigungsprozess solcher Schrauben mit größerer Relativverschiebung, die zur Aktivierung der Reibungskräfte benötigt wird, begleitet (s. Bild 7-18, a). Die Begrenzung der Relativverschiebung führt daher zur Verminderung der einzuleitenden Kräfte.

Solange die Einbettungslänge der Schraube des Versuchskörpers mit Längsriss keinen kritischen Zustand der Verankerungslänge darstellt, werden die Spannungen in der

Mantelfläche der Schraube entlang der Einbettungslänge umgelagert und weisen keinen nennenswerten Verschiebungszuwachs auf. Dadurch unterscheidet sich die Verbundfestigkeit der untersuchten Pull-Out Versuche mit unkritischer Verankerungslänge der Schrauben nicht signifikant vom Tragverhalten der Proben ohne Längsriss (s. Bild 7-18, b, Bild 7-19, b).

7.4 Lasteinleitungsversuche

Allgemeine Vorbemerkungen

Das Zusammenwirken des Verbundwerkstoffs Schraube-Holz soll mit den durchgeführten 84 Lasteinleitungsversuchen untersucht werden. Die Versuche dienen auch zur Bestimmung der Lastausbreitung im Holz infolge des Lasteintrags durch Vollgewindeschrauben.

Durch die Erfassung der Verzerrung auf der Oberfläche der dünnen Probekörper können Rückschlüsse über den Dehnungszustand der Schrauben sowie die Lastübertragung und -ausbreitung ins Holz ermittelt werden.

Die Lastausbreitung wurde unter Zug- und Druckbeanspruchung in verschiedenen Winkeln zur Faserrichtung (0° , 30° , 60° und 90°) unter Gebrauchslasten untersucht. Der Versuchsaufbau wird an die Belastungsart (Zug oder Druck) angepasst und die Last servohydraulisch weggesteuert aufgebracht, sodass das Nachrissverhalten in der Last-Relativverschiebungskurve abgebildet werden kann.

7.4.1 Versuchskörper und Versuchsaufbau

Die Lasteinleitung der Vollgewindeschrauben im Holz wurde an 84 Versuchskörpern geprüft. Die Abmessungen der Proben betrugen $50 \times 60 \times 5 \text{ d cm}^3$, ($b \times h \times t$). Diese wurden gewählt um eine optimale Bestimmung der Dehnungen an der Oberfläche des Probekörpers zu ermöglichen. Dazu zählt sowohl die dünne Dimensionierung der Probekörper als auch die große Oberfläche des Körpers, die die Möglichkeit zur Erkennung der Differenzen in der Dehnungsverteilung anbietet. Um die Einflüsse der Fehlstellen im natürlichen Werkstoff Holz weitestgehend zu minimieren, wurden zusätzliche Maßnahmen bei der Herstellung der Brettschichtholzelemente getroffen.

Dabei wurden über die Anforderungen der Festigkeitssortierung hinausgehende Anforderungen an die Größe von Astlöchern gestellt und durch zusätzliche optische Sortierungsmaßnahmen mit schärferen Anforderungen an die Größe der Astlöcher durchgeführt.

Trotz der Schwierigkeit bei der Messung der kleinen Dehnungen bei den sehr großen Winkeln zwischen Schraube und Holzfaserrichtung wurde die Dimensionierung des Probekörpers beibehalten, um sowohl die einheitliche örtliche Zuordnung der Messwerte zu gewährleisten als auch die Vergleichbarkeit zwischen den verschiedenen Versuchen zu erlauben.

Eine grafische Darstellung der verwendeten Versuchskörper für Schraubendurchmesser von 12 mm ($5 \text{ d} = 6 \text{ cm}$) ist auf dem Bild 7-20 dargestellt.

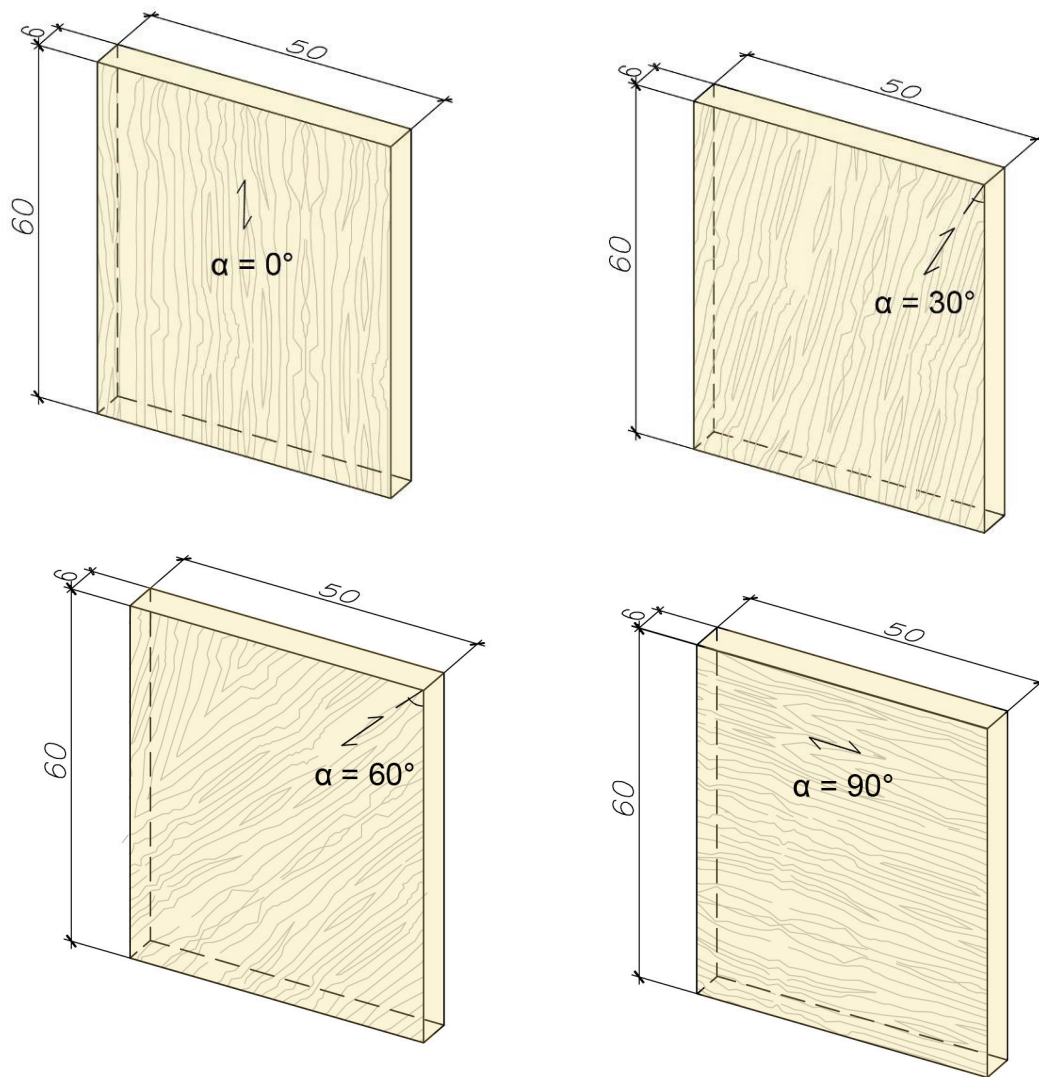


Bild 7-20: Grafische Darstellung der Probekörper für Schraubendurchmesser von 12 mm mit unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung.

Alle Versuchskörper wurden mit Vollgewindeschrauben in symmetrischer und zentrischer Lage ohne Vorbohrung eingeschraubt. Hierfür wurden bei der Herstellung der Proben zusätzlichen Stahlschablonen in Abhängigkeit vom Schraubendurchmesser hergestellt und als Führung während des Schraubprozesses am Versuchskörper befestigt. Bei der Auswahl der Versuchsparameter wurde der Bezug zum Nenndurchmesser der Schraube durch die Deckung der Proben von 5 d gewährleistet. Desweiteren wurde sowohl auf eine Variation der Schraubenabstände untereinander als auch zum Rand des Körpers verzichtet.

Im Rahmen der Untersuchungen wurde eine optische 3D-Verformungsanalyse zur Erfassung der Dehnungen und Verzerrungen auf der Oberfläche des Versuchskörpers eingesetzt. Das Verformungsmesssystem verwendet ein Bildkorrelationsverfahren und führt eine berührungslose, flächendeckende Messung durch, indem flächenhafte Informationen über die Verformungen und Verzerrungen der Oberfläche des Körpers geliefert werden.

Zur gezielten Untersuchung der Messgenauigkeit der optischen 3D-Verformungsanalyse im Bezug auf die Erfassung der Dehnungen auf der Oberfläche des Versuchskörpers, wurden zwei verschiedene Versuchsserien mit der gleichen Abmessung und Holzcharge durchgeführt. In der ersten Serie wurde die Genauigkeit der optischen 3D-Verformungsanalyse im Vergleich zu den herkömmlichen Messverfahren zur Erfassung der Dehnungen und Verformungen (Dehnungsmessstreifen und induktiven Wegaufnehmer) für relativ kleine Messflächen geprüft. In der zweiten Serie wurden Optimierungsmaßnahmen zur Verbesserung der Genauigkeit getroffen und die Präzision im Bezug auf größere Messflächen getestet (vgl. Kapitel 5).

7.4.2 Baustoffe

Die Probekörper wurden aus homogenem Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h nach DIN 1052:2008 [14] hergestellt. Das Brettschichtholz wurde von der Firma Derix-Holzleimbau geleimt und geliefert. Auf Grund der Dünne der Probekörper wurden die Brettschichtholzelemente in Form von Platten mit einheitlicher Dicke zuerst angeleimt und eingesägt, anschließend gehobelt und schließlich auf die unterschiedlichen Enddicken von 4, 5, 6 und 8 cm gefast.

Im Vergleich zu den Pull-Out Versuchskörpern wurden bei der Herstellung der Leimplatten der Lasteinleitungsversuche zusätzliche Aussortierung der Bretter über die Anforderungen der Festigkeitssortierung hinaus durchgeführt, wobei nach der Optik schärfere Anforderungen an die Größe der Astlöcher und an die Fehlstellen gestellt wurde.

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften des gelieferten Brettschichtholzes wurden zahlreiche Versuche in Anlehnung an DIN EN 408:2012-10 [51] durchgeführt. Die Materialeigenschaften und die Zug, Druck- und Scherfestigkeiten sind im Anhang A1 zusammengefasst.

Auch hierbei wurden für alle Versuche ausschließlich zugelassene Vollgewindeschrauben mit gleichen Parametern verwendet. Die verwendeten Schrauben sind mit den Schrauben aus den Pull-Out Versuchen identisch. Eine Zusammenstellung der gemessenen Stahlkennwerte für die verwendeten Schrauben findet sich ebenfalls im Anhang A1.

7.4.3 Herstellung und Lagerung der Versuchskörper

Die Probekörper mit Abmessungen von 50 x 60 cm² und verschiedene Dicken (4, 5, 6 und 8 cm) wurden aus homogenen Brettschichtholzplatten mit der Größe 114 x 320 cm² in entsprechenden Winkeln zur Holzfaserrichtung von 0°, 30°, 60° und 90° zugeschnitten (s. Bild 7-20). Nach der Herstellung der Körper mit dem gewünschten Winkel wurden die tatsächlichen exakten Abmessungen und das Gewicht der Versuchskörper aufgenommen.

Anschließend wurden die Vollgewindeschrauben zentrisch zur Dicke der Proben und in einer symmetrischen Anordnung eingeschraubt, sodass die Vergleichbarkeit der Ergebnisse gegeben ist (s. Bild 7-21).

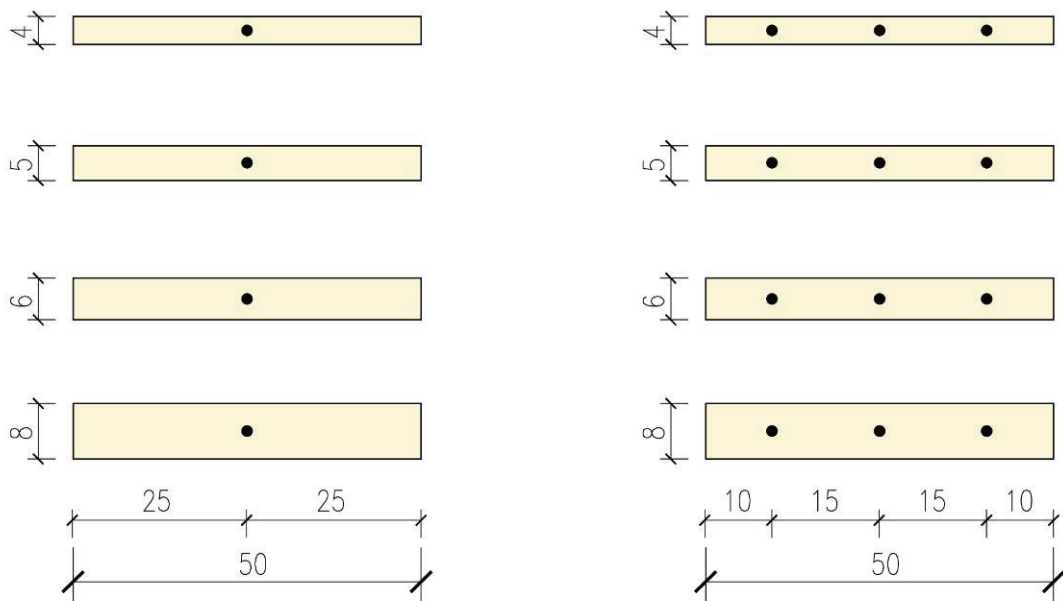


Bild 7-21: Grafische Darstellung der Querschnitte der Probekörper mit verschiedenen Dicken im Verhältnis zum Durchmesser der Schrauben. Die Anzahl der Schrauben variiert zwischen einer zentrisch angeordneten und drei symmetrisch angeordneten Schrauben.

Die Herstellung der Probekörper erfolgte auch hierbei unter Innenraumklima in der Holzwerkstatt des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen. Umgehend nach dem Einschrauben der Vollgewindeschrauben ohne Vorbohrung wurden die Proben in der begehbaren Klimakammer des Instituts für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac) gelagert. Die Klimakammer wurde gemäß den Anforderungen der DIN EN 408:2012-10 [48] auf eine Temperatur von $20 \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C}$ und $65 \pm 5 \text{ \%}$ relativer Luftfeuchte kontinuierlich eingestellt. Anschließend wurden die Versuche in der Versuchshalle des Instituts für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac) durchgeführt.

7.4.4 Lasteinleitung der Versuchskörper

Die Lasteinleitung in den einzelnen Schrauben erfolgt bei den Versuchen unter Zugbelastung mittels den bei den Pull-Out Versuchen verwendeten Keilen mit geschlossenem Gehäuse und Schraubverschluss (s. Abschnitt 7.2.3). Zur Absicherung des Lasteinleitungsbereichs im Fall eines Materialbruchs der Schraube wurde zur Aufnahme der Druckbelastung zusätzlich eine Stahlscheibe zur Absorption der freiwerdenden Energie eingesetzt.

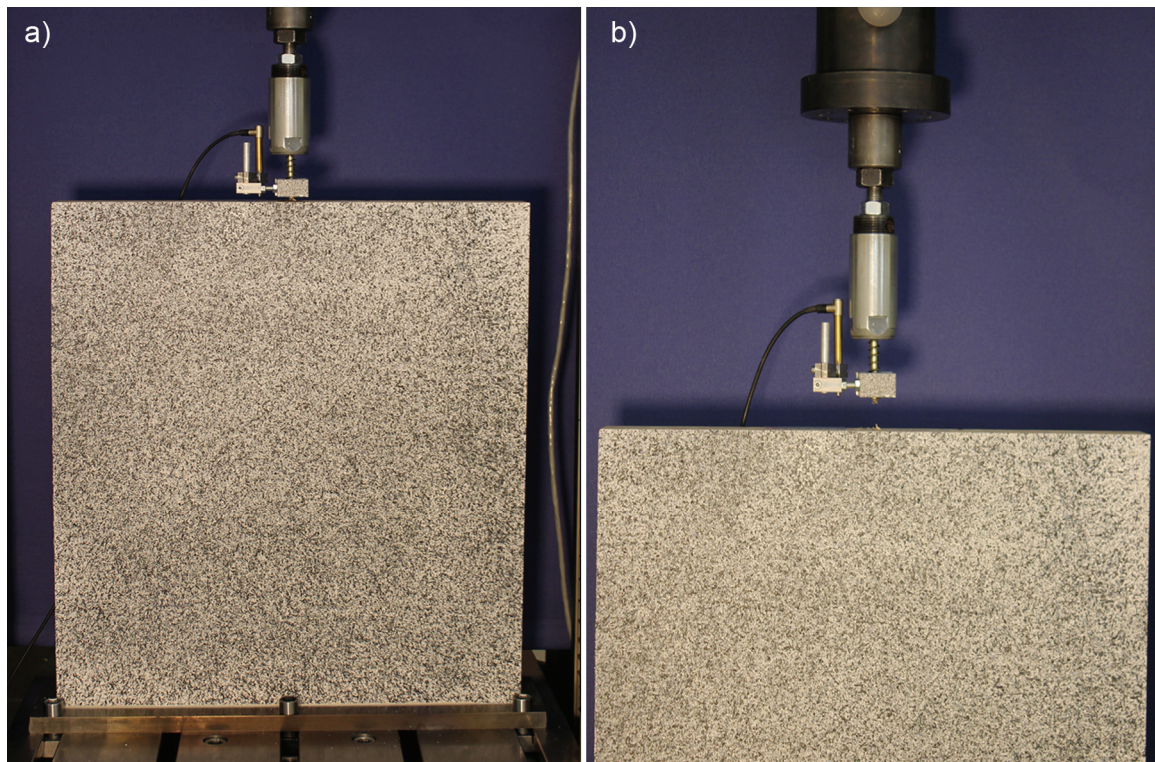


Bild 7-22: Lasteinleitungsversuch mit Zugbelastung: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Versagenszustand der Probe mit einem Schraubenbruch.

Die Probekörper der Druckversuche besitzen die gleichen Abmessungen wie die Probekörper der Zugversuche. Zwei zusätzliche horizontale Auflager am freien Ende der Probe wurden symmetrisch angebracht, um die horizontale Verschiebung der Proben zu vermeiden. Gleichzeitig kann durch diese Maßnahme die Gefahr des Umkippens des Probekörpers vermieden werden, die sich auf Grund der Imperfektion der Schraube sowie dem inhomogenen Tragverhalten des natürlichen Werkstoffs Holz ergibt. Eine Teflonschicht wurde jeweils an den beiden horizontalen Auflagern angebracht, sodass unter der Belastung keine zusätzliche Zugspannung auf Grund der Verhinderung der Stauchung entstehen kann.

Bild 7-23, a stellt den Versuchsaufbau der Probekörper bei Druckversuchen mit einer Schraube, sowie die horizontalen, teflonbeschichteten Auflager dar. Weiterhin zeigt Bild 7-23, b die Lasteinleitung der Druckversuche mit einer Stahlhülse, die an dem abgeschnitten Teil der Schraube zur Vermeidung ihres Ausknickens befestigt ist.

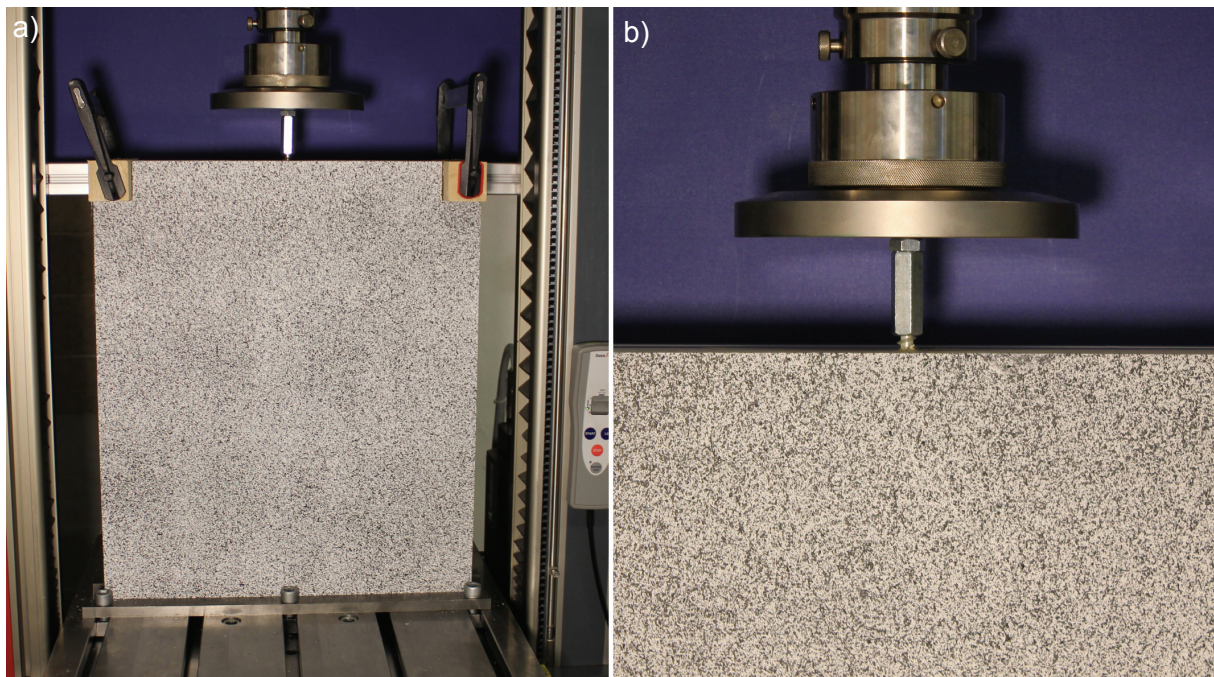


Bild 7-23: Lasteinleitungsversuch mit Druckbelastung: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Krafteinleitungsbereich der Schraube mit einer Stahlhülse zur Vermeidung des Ausknickens der Schraube.

Für den Versuchsaufbau unter Zugbelastung mit drei Schrauben wurden drei Hülen hergestellt. Jede Hülse besteht ebenfalls aus Keilen mit geschlossenem Gehäuse und Schraubverschluss, analog zu der verwendeten Hülse bei den Pull-Out Versuchen, sowie den Lasteinleitungsversuchen unter Zugbelastung mit einer Schraube (s. Abschnitt 7.2.3). Die Kraftübertragung zwischen der Traverse der Prüfmaschine und den Hülen erfolgt mittels einer explizit dafür angefertigten Vorrichtung, die eine gleichmäßige Belastung der drei Schrauben garantiert. Diese Vorrichtung verfügt durch eine Stahlplatte über eine steife Verbindung zur Traverse (s. Bild 7-25, a), die zu Vermeidung der Verformungen bei großer Belastung durch zusätzliche Gewindestangen mit der Traverse verbunden ist. Durch einen eigenen Schraubmechanismus wird vor dem Versuch die Anfangsbelastung auf jede Schraube aufgebracht und mittels einer eigenen Kraftmessdose gemessen sowie iterativ bis zum Erreichen einer gleichmäßigen Belastung der drei Schrauben korrigiert. Die verstellbaren Schraubmechanismen am Ende der jeweiligen Hülen verbinden diese mit der senkrecht darauf liegenden Platte und ermöglichen durch ihre Justierbarkeit eine gleichmäßige Aufteilung der Belastung. An jede Schraube werden zusätzlich induktive Wegaufnehmer zu Bemessung der Relativverschiebung am Eindringungspunkt der Schraube installiert Bild 7-24.

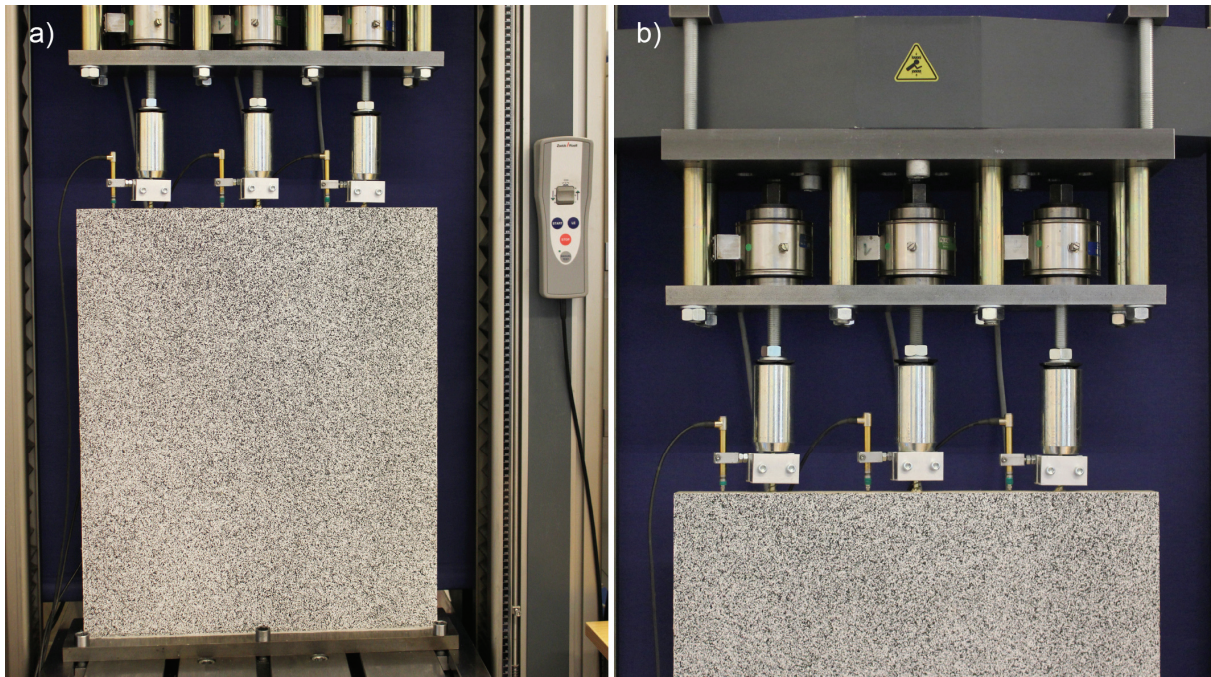


Bild 7-24: Lasteinleitungsversuch der drei Schrauben mit Zugbelastung: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Lasteinleitung der Schrauben durch Stahlhülse mit geschlossenem Gehäuse und Schraubverschluss.

In den Druckversuchen wurden hierbei die drei Schrauben analog zu den Druckversuchen mit einer einzelnen Schraube vor dem Versuch abgeschnitten und jeweils eine auf den Durchmesser der Schraube abgestimmte Druckhülse eingesetzt (s. Bild 7-25, b). Im Gegensatz zu der Druckhülse bei den Versuchen mit einer einzelnen Schraube, verfügen die hierbei verwendeten Hülsen jeweils über einen Verschraubmechanismus, der die Möglichkeit zur Anpassung der aufgebrachten Belastung am Versuchsbeginn bietet. Dadurch können Ungenauigkeiten in der Lastaufteilung, die auf Grund der leichten Differenzierung der symmetrischen Bedingungen in der Lastaufteilung entstehen, aufgehoben werden. Darüber hinaus wurde auch jeweils eine Kraftmessdose zur Messung der einzelnen Schraubenbelastung eingesetzt; weiterhin wurde zwischen der Kraftmessdose und der Druckplatte jeweils eine Halbkugel mit einer Kalotte platziert. Die drei Kalotten bewirken die Aufhebung der eventuell vorhandenen Ungenauigkeiten der Planparallelität des abgeschnittenen Schraubenquerschnittes.

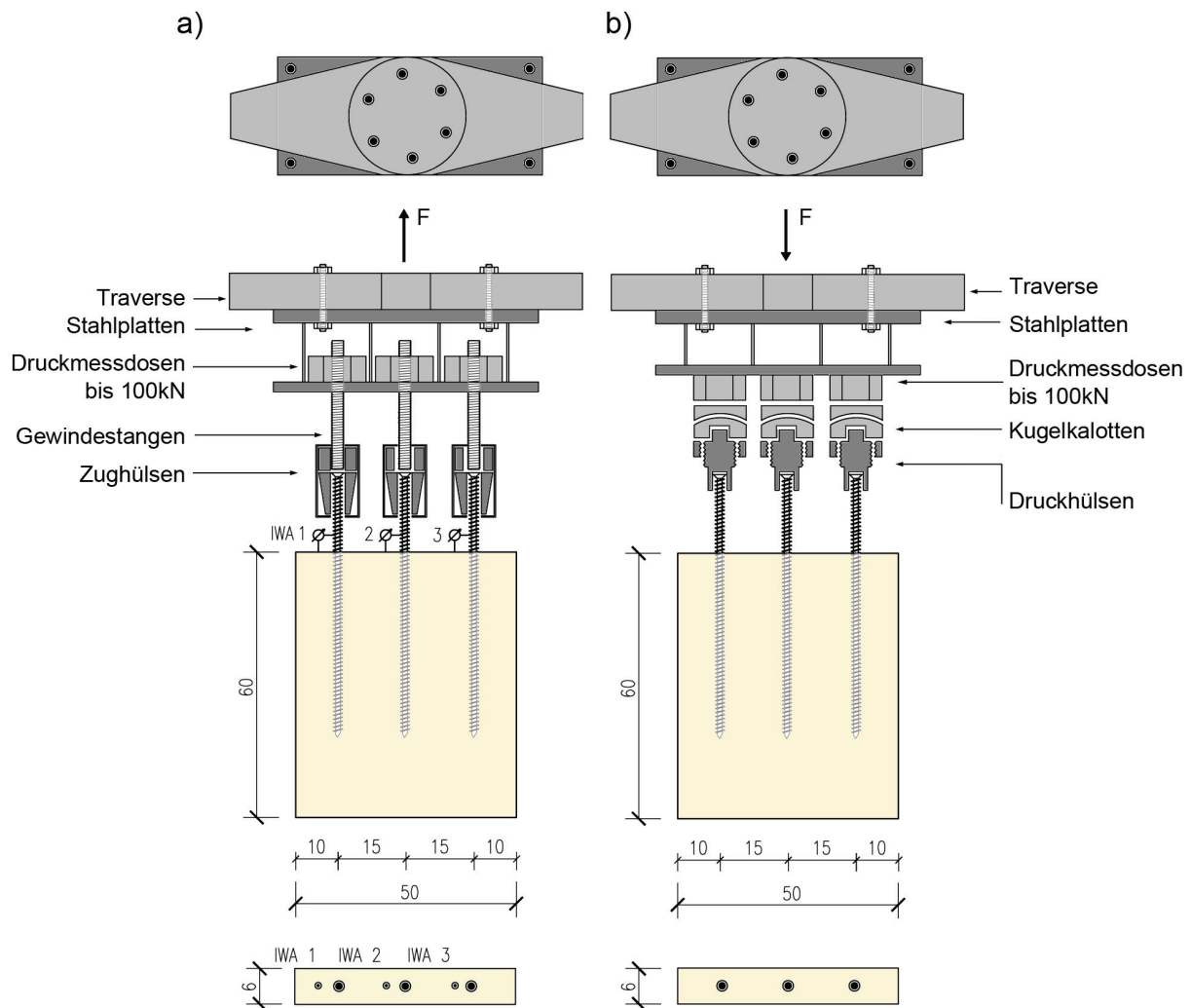


Bild 7-25: Grafische Darstellung des Lasteinleitungsversuchs mit drei Schrauben; Draufsicht (oben), Längsschnitt des Versuchskörpers im Prüfzustand (mittig) und Schnitt in der Schraubeneindringungsebene des Versuchskörpers (unten): a) unter Zugbelastung, b) unter Druckbelastung.

7.4.5 Messverfahren und Messwerterfassung

Zur Ermittlung des Spannungszustands der Versuchskörper wurden sowohl die Dehnungen und Verformungen der Oberfläche des Körpers als auch die Relativverschiebungen zwischen den Schrauben und dem Holz an den Eindringungspunkten der Schrauben erfasst.

Die verwendeten Messtechniken setzen sich aus Kombinationen von einem optischen korrelationsbasierten Messsystem und einer herkömmlichen Weg- sowie Dehnmess-technik, die durch die mechanische und elektrische Werterfassung gekennzeichnet sind, zusammen.

Im Einzelnen wurden folgende Messverfahren angewendet:

- I. Kraftaufnehmer zur Bestimmung der tatsächlich eingeleiteten Kraft in jeder Schraube.
- II. Induktive Wegaufnehmer zur Aufnahme der Relativverschiebungen.
- III. Dehnungsmessstreifen zur Aufnahme der lokalen Dehnungen an der Oberfläche des Körpers.
- IV. Optische 3D-Verformungsanalyse zur Erfassung der flächigen Verformungen und Verzerrungen der gesamten Oberfläche des Versuchskörpers.

Da die Messverfahren (I) – (III) im Versuchswesen des Bauingenieurwesens hinlänglich bekannt sind, wird lediglich das Messverfahren mit dem optischen 3D-Verformungsmesssystem im Folgenden näher erläutert.

Für die Proben mit Druckbelastung wurde vor dem Versuchsbeginn ein zusätzlicher Stahlring mit einer Stahlhülse im Bereich des abgetrennten Schraubenkopfs installiert. Ziel dabei ist ein vorzeitiges Ausknicken der Schraube im Lasteinleitungsbereich zu vermeiden und die Krafteinleitung weitestgehend ohne Zwangskräfte zu verwirklichen.

Unmittelbar vor Beginn der Lasteinleitungsversuche wurde die Feuchte des Holzes senkrecht und parallel zur Faser gemessen. Die Belastung wurde gemäß der DIN EN 1382: 2000-03 [51] je nach Durchmesser mit unterschiedlicher Geschwindigkeit zwischen 1,0 - 2,0 mm/min durch eine elektro-hydraulische Pumpe kontinuierlich aufgebracht. Ziel hierbei war die maximale zu erwartende Kraft in 90 ± 30 Sekunden zu erreichen.

Bei den Proben in denen ein Verbundversagen auftrat, wurden nach Abschluss der Beanspruchung die Schrauben herausgezogen, sodass bei den Sägenschnitten solcher Proben das plastische Tragverhalten der Holzmatrix in der Kontaktzone verdeutlicht werden kann. Die maßgebenden Versuchsparmeter der Versuchsserien sind in der Tabelle 7-3 zusammengefasst. Eine Zusammenstellung der Beanspruchungen der einzelnen Versuchskörper ist dem Anhang A3 zu entnehmen.

7.4.6 Versuchsdurchführung

Der Probekörper wurde auf einer Stahlplatte aufgeklebt und nach der Aushärtungszeit ausreichend im Normklima eingelagert. Die Stahlplatte wurde auf einem Auflagertisch mit Spannvorrichtung zur Fixierung der Probe zentrisch zur Lastrichtung festgeschraubt.

Bei der Aufbringung des stochastischen Musters auf der Holzoberfläche wurde einerseits die gesamte Oberfläche des Körpers besprüht und andererseits die im letzten Abschnitt beschriebenen zusätzlichen Maßnahmen zur Verbesserung des Kontrastvermögens der Oberfläche getroffen. Die Intensität des anstrahlenden Lichtes in Kombination mit den Lichtverhältnissen des Versuchsraums wurde durch den Kalibrierungsprozess des ARAMIS-Systems sukzessiv optimiert. Bild 7-26 zeigt exemplarisch einen Versuchskörper mit einer Schraube sowohl im Belastungszustand als auch nach dem Bruch durch Querkzug des Holzquerschnitts. Das Versagen der Schraube ist auf

Bild 7-27 zu sehen, wobei die Probe während des Versuchs und im Bruchzustand dargestellt ist.

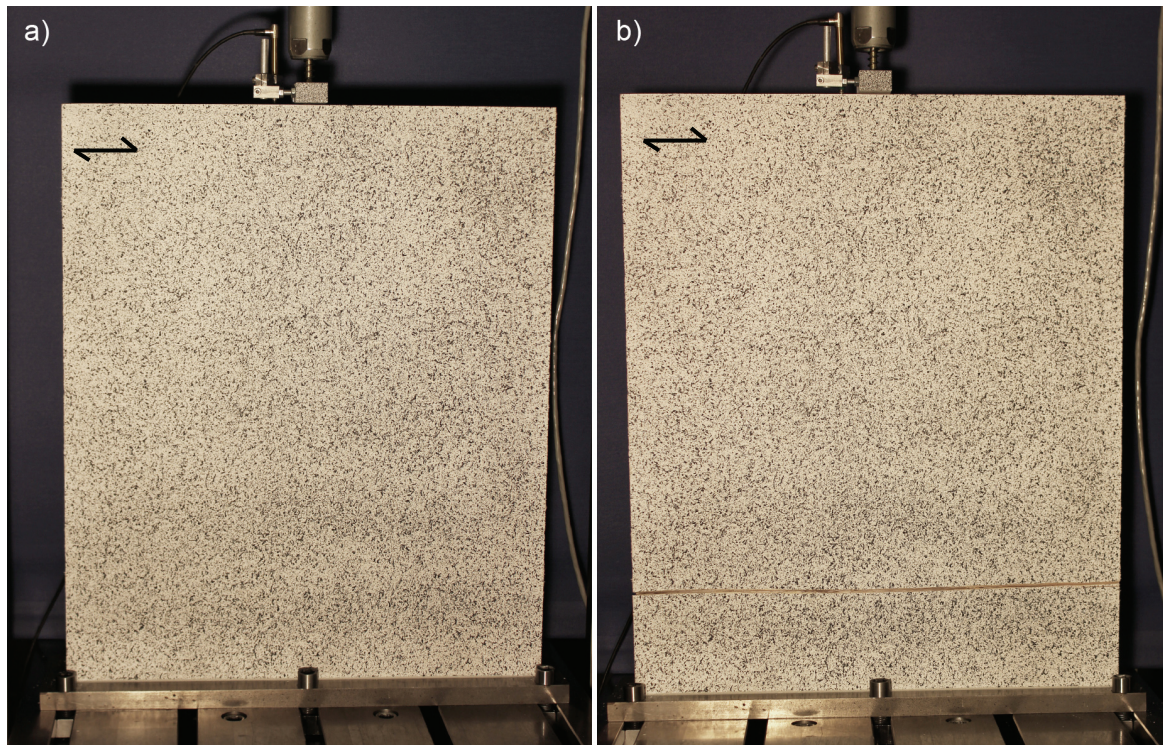


Bild 7-26: Lasteinleitungsversuch: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Bruchbild des Körpers durch Querkzugversagen des Brettschichtholzes.

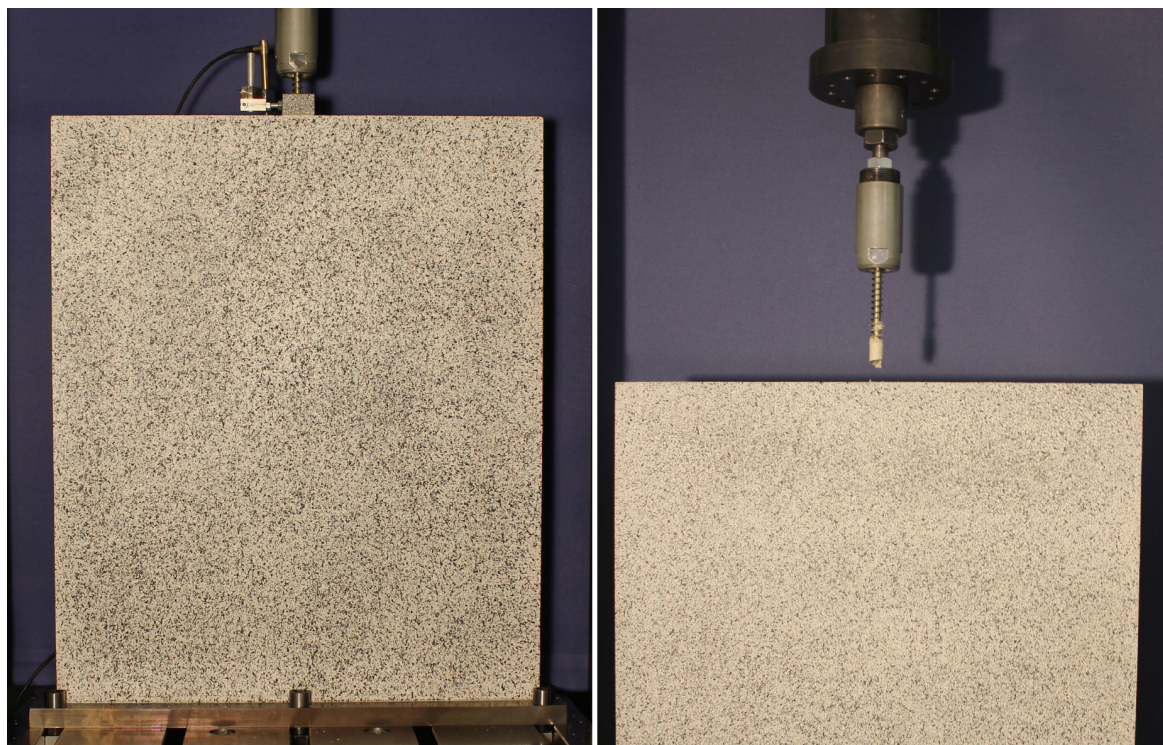


Bild 7-27: Lasteinleitungsversuch: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Bruchbild des Körpers durch Materialversagen der Schraube.

Auch hierbei wurde unmittelbar vor Beginn der Versuche die Feuchte des Holzes senkrecht und parallel zur Faser gemessen. Die Belastung wurde mit einer konstanten Geschwindigkeit von 1 mm / min mit Hilfe einer elektro-hydraulischen Pumpe kontinuierlich aufgebracht. Durch den konstanten Verschiebungsschub der Schrauben ist es möglich, die Verzerrungen und Verformungen des Holzes sowohl im elastischen als auch plastischen Verhalten abzubilden. Das Messfeld wurde mittels der beiden Kameras vor und während des Versuchs kontinuierlich mit einer Frequenz von 1 Hz. aufgenommen.

In den Versuchen mit drei Schrauben wurden drei Kraftmessdosen oberhalb des Lasteinleitungsbereichs der Schrauben angebracht (s. Bild 7-25, a). Hierdurch werden die tatsächlichen Kräfte in jeder Schraube während des Versuchs kontinuierlich aufgenommen. Desweiteren war es möglich, mit Hilfe der einzelnen Kraftmessdosen bei den Zugversuchen zunächst eine geringere, gleichmäßige Vorlast aufzubringen. Die Größe der Vorlast war stets kleiner als 3 % der erwarteten, maximalen Last. Zum Aufbringen der gleichen Vorlast war jede Schraube an eine Zugstange angeschlossen. Am Ende der Zugstange wurde ein Joch zum Absetzen der Vorlast und eine Gewinde zur vertikalen Justierung angebracht. Die Vorspannung in den Zugstangen wurde so eingestellt, dass die mittels der einzelnen Kraftmessdosen gemessenen Kräfte der Schrauben identisch sind. Bild 7-28 zeigt exemplarisch einen Versuchskörper mit drei Schrauben sowohl im Belastungszustand als auch nach dem Bruch durch Querkzug des Holzquerschnitts. Neben dem Verbundversagen ist auch das Versagen der Schrauben auf Bild 7-29 zu sehen, hier ist die Probe während des Versuchs und im Bruchzustand dargestellt.

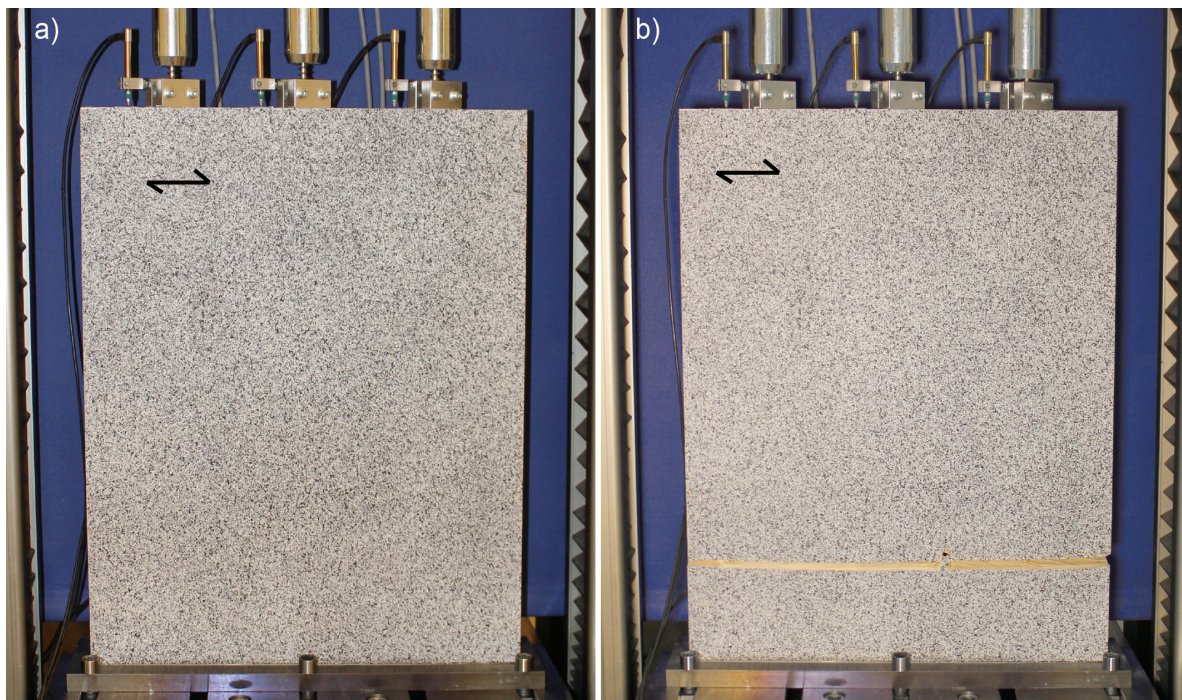


Bild 7-28: Lasteinleitungsversuch an drei Schrauben: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Bruchbild des Körpers durch Querkzugversagen des Brettchichtholzes.

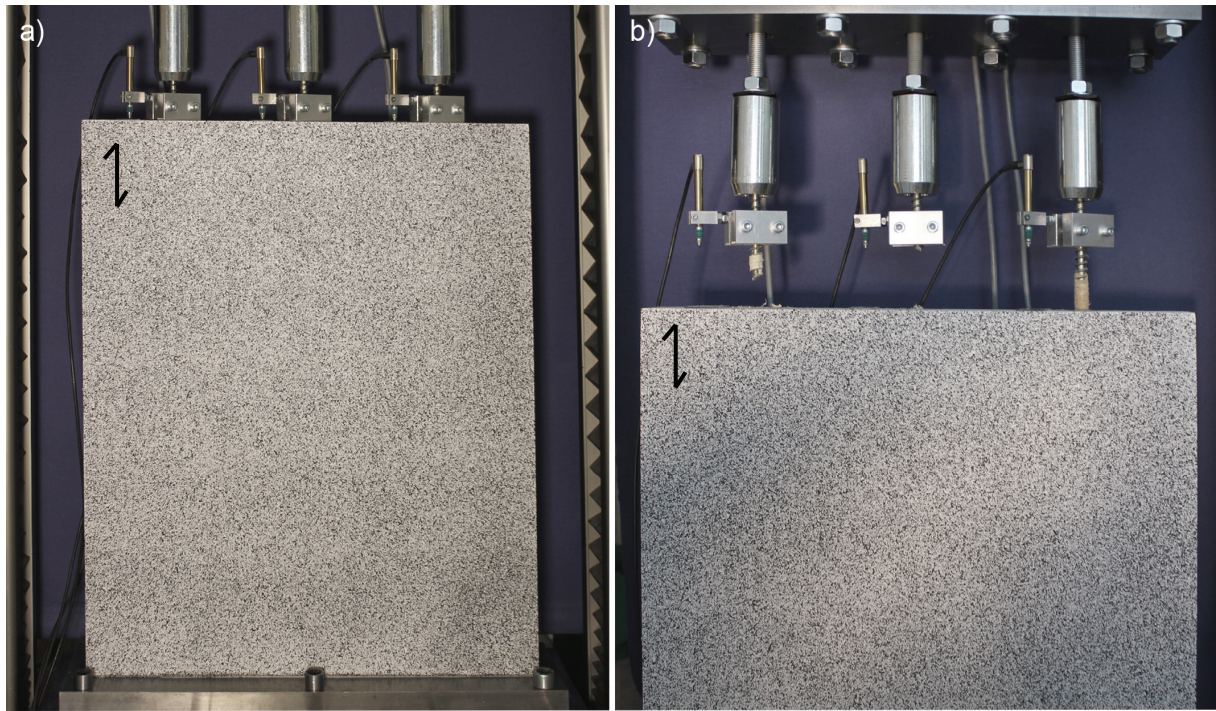


Bild 7-29: Lasteinleitungsversuch an drei Schrauben: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Versagenszustand der Probe mit Schraubenbruch (linke und mittige Schraube) und Verbundversagen (rechte Schraube).

Bei den Druckversuchen mit drei Schrauben erhalten die Probekörper zusätzlich oberhalb jeder Kraftmessdose jeweils eine Halbkugel mit einer Kalotte zur Aufhebung der eventuell vorhandenen Ungenauigkeiten der Planparallelität des abgeschnittenen Schraubenquerschnittes (s. Bild 7-25, b). Auch hierbei wurde jede Schraube mittels einer Zugstange angeschlossen und eine gleichmäßige, geringere Vorlast aufgebracht. Die Größe der Vorlast war hier stets kleiner als 3 % der erwarteten maximalen Last. Die gleichen Vorrichtungen zum Absetzen der Vorlast und zur vertikalen Justierung wurden eingesetzt. Die Lasteinleitung in der Schraube erfolgte mittels auf den Schraubendurchmesser angepasster und eigens hergestellter Druckhülsen. Auch hierbei haben die Probekörper der Druckversuche die gleichen Abmessungen wie die Probekörper der Zugversuche. Ebenso wie bei den Druckversuchen mit einer Schraube wurden zwei zusätzliche, horizontale Auflager am freien Ende der Probe symmetrisch angebracht, um die horizontale Verschiebung der Proben zu vermeiden. Mit Hilfe einer Teflonschicht wurde jeweils an den beiden horizontalen Auflagern die zusätzliche Zugspannung auf Grund der Verhinderung der Stauchung weitgehend vermieden.

Bild 7-30 stellt exemplarisch einen Versuchskörper mit drei Schrauben unter Druckbelastung im Belastungszustand sowie das Detail des Lasteinleitungsbereichs der einzelnen Schrauben mit Druckhülsen dar. Darüber hinaus zeigt das Bild 7-31 das Bruchbild des Versuchskörpers durch Ausknicken der Schrauben.

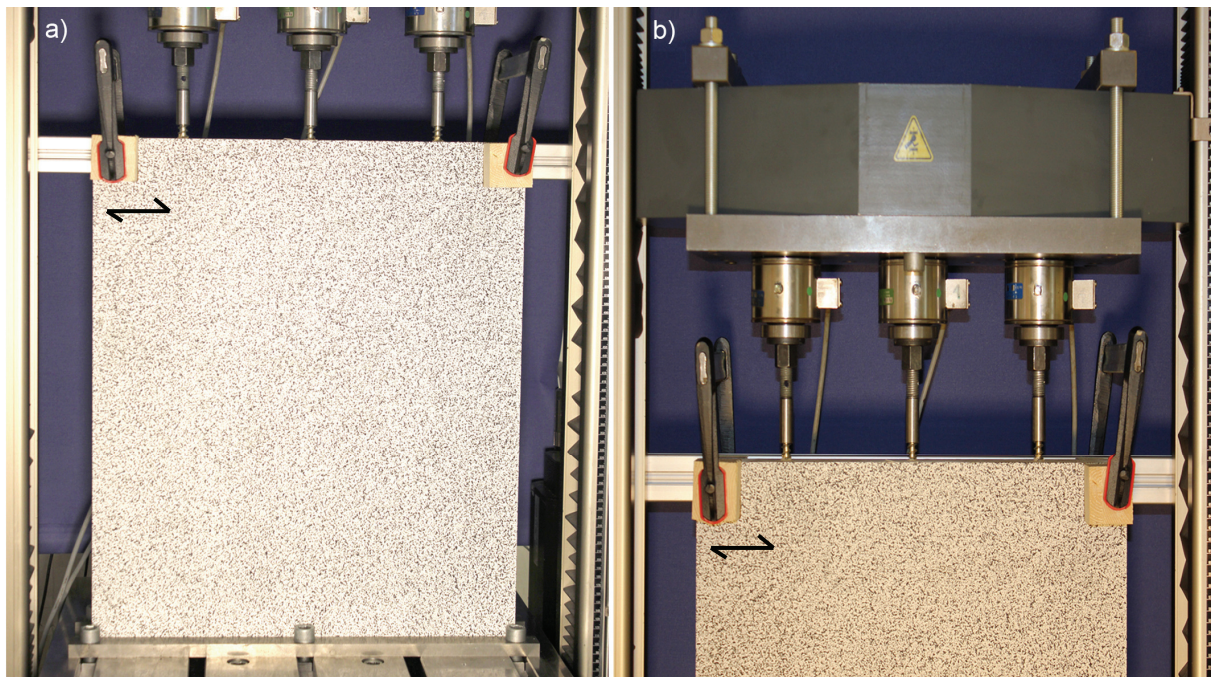


Bild 7-30: Lasteinleitungsversuch mit Druckbelastung an drei Schrauben: a) der Probekörper während des Versuchs, b) Krafteinleitungsbereich der Schrauben mit Stahlhülsen zur Vermeidung des Ausknickens der Schrauben.

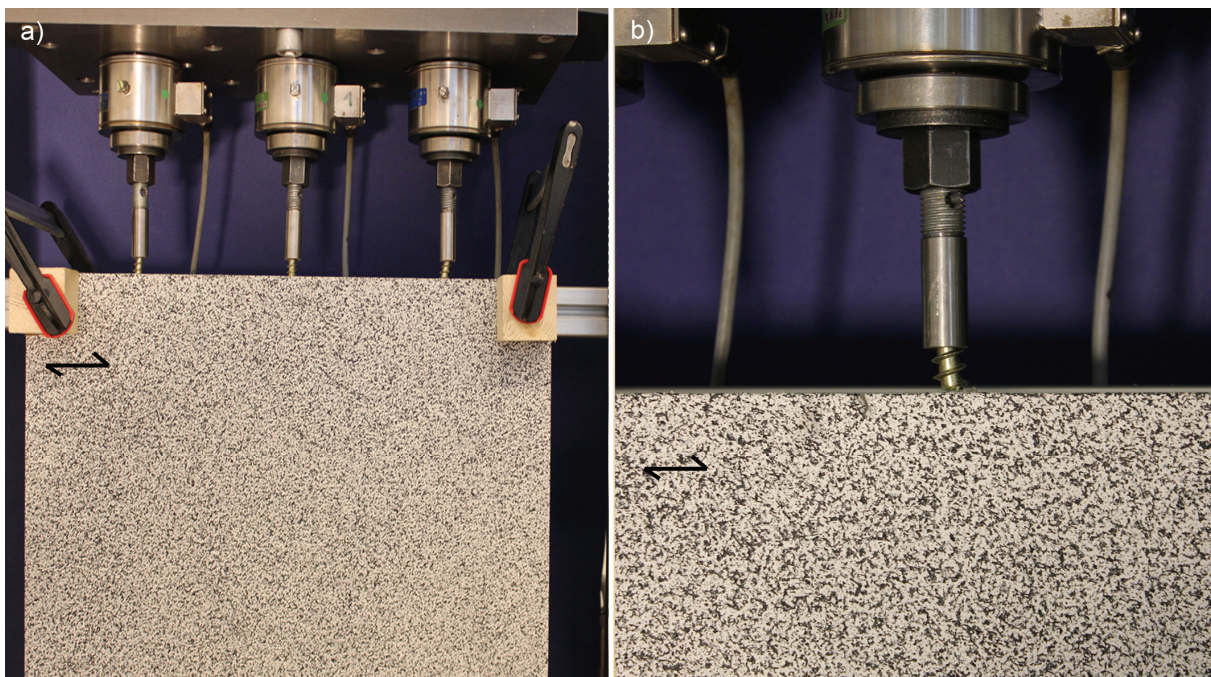


Bild 7-31: Lasteinleitungsversuch mit Druckbelastung an drei Schrauben: a) Bruchbild des Körpers durch Ausknicken der Schrauben, b) Nahaufnahme des Ausknickens der Schraube.

Die maßgebenden Versuchsparameter der Versuchsserien sind in Tabelle 7-3 zusammengefasst. Eine Zusammenstellung der Beanspruchungen der einzelnen Versuchskörper ist dem Anhang A3 zu entnehmen.

Versuchs- serien	Brettschichtholz GL 24h												
	Schrauben- durchmesser d ₁ [mm]			Breite des Versuchskörpers b [mm]	Einbindelänge l _p [mm]	Anzahl der Schrauben		Winkel zur Faserrichtung α				Druck / Zug	Σ
	8	10	12					1	3	0°	30°		
L1	x			40	500	Jeweils zwei Versuche		x				Z	4
L2	x			40	500	Jeweils zwei Versuche			x			D	4
L3	x			40	500	Jeweils zwei Versuche			x			Z	4
L4	x			40	500	Jeweils zwei Versuche				x		D	4
L5	x			40	500	Jeweils zwei Versuche				x		Z	4
L6	x			40	500	Jeweils zwei Versuche					x	Z	4
L7	x			40	500	Jeweils zwei Versuche					x	D	4
L8		x		50	500	Jeweils zwei Versuche		x				Z	4
L9		x		50	500	Jeweils zwei Versuche			x			D	4
L10		x		50	500	Jeweils zwei Versuche			x			Z	4
L11		x		50	500	Jeweils zwei Versuche				x		D	4
L12		x		50	500	Jeweils zwei Versuche				x		Z	4
L13		x		50	500	Jeweils zwei Versuche					x	Z	4
L14		x		50	500	Jeweils zwei Versuche					x	D	4
L15			x	60	500	Jeweils zwei Versuche		x				Z	4
L16			x	60	500	Jeweils zwei Versuche			x			D	4
L17			x	60	500	Jeweils zwei Versuche			x			Z	4
L18			x	60	500	Jeweils zwei Versuche				x		D	4
L19			x	60	500	Jeweils zwei Versuche				x		Z	4
L20			x	60	500	Jeweils zwei Versuche					x	Z	4
L21			x	60	500	Jeweils zwei Versuche					x	D	4
84 Versuche													

Tabelle 7-3: Versuchsparameter der Lasteinleitungsversuchsserien.

Alle Versuche wurden mit einer elektromechanischen Prüfmaschine (Zweck Z 150) weggesteuert durchgeführt. Während der Versuche wurden die elektronischen Messwerte kontinuierlich aufgezeichnet und in allen Versuchen wurde das 3D-fotooptische Messsystem eingesetzt.

7.4.7 Versuchsergebnisse der Lasteinleitungsversuche

Vorbemerkungen

Eine Auswahl besonders aussagekräftiger Ergebnisse der Lasteinleitungsversuche wird in diesem Abschnitt für die unterschiedlichen Versuchskombinationen und Parameter zusammengefasst und anschließend diskutiert. Eine vollständige Dokumentation aller Versuchsergebnisse einschließlich der während der Versuchsdurchführung kontinuierlich aufgenommenen Messwerte ist im Anhang A3 enthalten.

Die Darstellung der Ergebnisse ist nach Anzahl der Schrauben je Versuchskörper (eine oder drei) sowie nach der Belastungsart (Zug oder Druck) gegliedert. Dabei werden für die unterschiedlichen Durchmesser der Schrauben alle untersuchten Winkel zur Faserrichtung (0° , 30° , 60° , 90°) in jeweils einer Abbildung zusammengefasst. Grundsätzlich wurden für jede Parameterkombination mindestens zwei Probekörper hergestellt und untersucht. Auf eine Variation der Einbettungslänge der Schraube sowie auf die Einbettung des Schraubenkopfes wurde im Rahmen dieser Arbeit verzichtet. Desweiteren ist die Schraubenspitze in allen Versuchen eingebettet. Die Verminderung der Verbundtragfähigkeit auf Grund der geometrischen Änderung des Schraubenquerschnitts in der Spitze wurde quantitativ in den Pull-Out Versuchen (vgl. Abschnitt 7.2) ermittelt und in der rechnerischen Interpretation der Ergebnisse der Lasteinleitungsversuche integriert.

Die Einbettungslänge der Schrauben inklusive Spitze beträgt für alle Versuche 500 mm. Die Abmessungen der Holzproben wurden zur besseren Darstellung der Ergebnisse mit dem fotooptischen Messverfahren bezüglich ihrer Stärke so gering wie möglich gewählt. Die Filigranität der Versuchskörper ruft eine stärkere Verformung in der Holzoberfläche bei der Lasteinleitung hervor, wodurch es zu einer verbesserten Präzision der fotooptischen Erfassung des Messbereiches kommt. Die Stärke der Versuchskörper wurde in Abhängigkeit vom Nenndurchmesser der Schraube (d) für alle Versuchskörper konstant mit $5d$ festgelegt.

Lasteinleitungsversuche mit einer Schraube unter Zug- und Druckbelastung

In den Versuchen werden die Last-Verschiebungskurven mit unterschiedlichen Durchmessern und Winkeln zur Holzfaserrichtung gegenübergestellt. Für die Zugversuche werden zusätzlich die Relativverschiebungen am Eindringungspunkt der Schraube aufgenommen. Bild 7-32 stellt den Verlauf der Relativverschiebung am Eindringungspunkt der Schraube in Abhängigkeit von der Ausziehbelastung für die Proben mit einem Durchmesser von 12 mm und Einschraubwinkeln von 0° , 30° , 60° und 90° dar. Die Ergebnisse aus der fotooptischen Analyse sind exemplarisch für eine Schraube mit dem Durchmesser von 12 mm parallel und senkrecht zur Faserrichtung in Bezug zur vertikalen Verschiebung im Bild 7-33 dargestellt. Denselben Vergleich für die Winkel von 30° und 60° zeigt Bild 7-34.

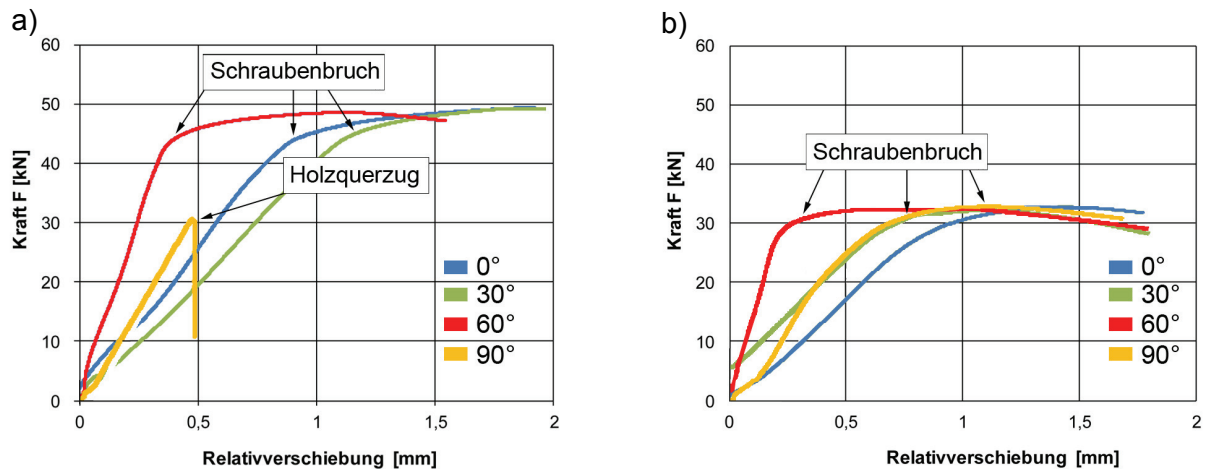


Bild 7-32: Beispielhafte Ergebnisse der Relativverschiebungen in Abhängigkeit von der Kraft mit einem Winkel zur Holzfaserrichtung von 0° , 30° , 60° und 90° a) aus der Versuchsserie (L11-12-60-1) (eine Schraube, Durchmesser 12 mm); b) aus der Versuchsserie (L12-10-60-1) (eine Schraube, Durchmesser 10 mm).

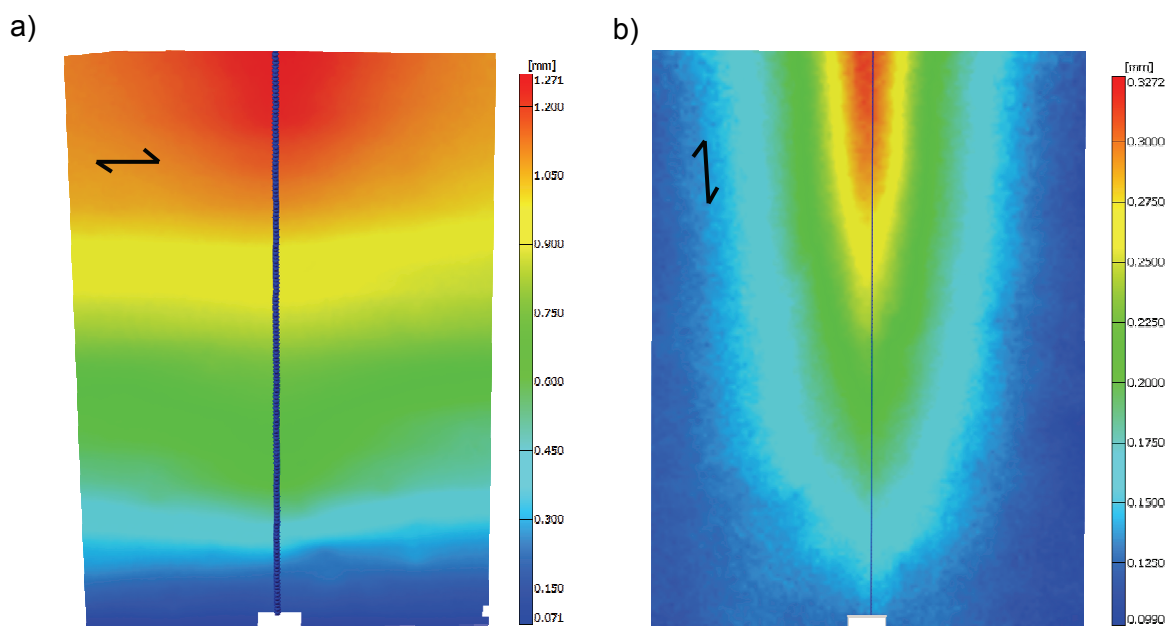


Bild 7-33: Verschiebungsgradienten der Lasteinleitungsversuchskörper mit Schraubendurchmesser von 12 mm unter Zugbelastung in vertikaler Richtung bei einer Belastung von: a) 30,6 kN mit einem Winkel zur Faserrichtung von 90° , b) 49,5 kN mit einem Winkel zur Faserrichtung von 0° .

Die fotooptische Verformungsanalyse ermöglicht es, die globalen Verformungen und Dehnungen sowohl in Belastungsrichtung als auch senkrecht dazu getrennt voneinander zu untersuchen. Weiterhin wurden zur besseren Interpretation der Ergebnisse auch die Verschiebungen aus der Messebene heraus explizit analysiert; dies war vor allem bei den Proben mit Druckbelastung relevant. Eigene Voruntersuchungen an Probekörpern mit gleichen Dimensionen und Randbedingungen unter Druckbelastung haben jedoch gezeigt, dass sich die Proben ohne zusätzliche horizontale Lager insbesondere

am Anfang des Lasteinleitungsbereichs aus der Messebene heraus bewegen. Um diesen Einfluss zu beschränken, wurden zusätzlich an der Versuchsvorrichtung aller Proben mit Druckbelastung zwei horizontale Auflager symmetrisch angebracht.

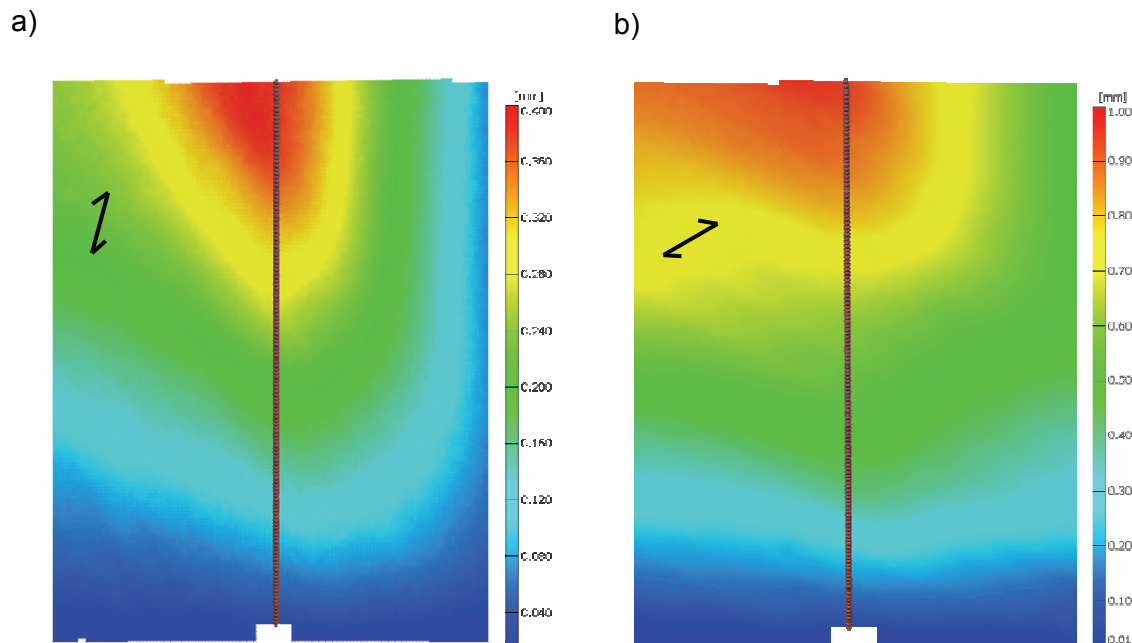


Bild 7-34: Verschiebungsgradienten der Lasteinleitungsversuchskörper mit Schraubendurchmesser von 12 mm in vertikaler Richtung unter Zugbelastung von 35 kN und Winkel zur Faserrichtung von: a) 30°, b) 60°.

Die Position der Rissinitiierung und das darauf folgende kontinuierliche Risswachstum konnte mit Hilfe des Messsystems sehr genau beobachtet und bestimmt werden. Dabei konnte bei den Proben, bei denen ein Holzversagen auftrat, dieses Versagen im Moment der Rissbildung dokumentiert werden. Weiterhin konnte das Risswachstum durch die Risslänge, die die Zuwachslänge des Risses innerhalb eines feststehenden Intervalls zwischen zwei Aufnahmen beschreibt und dadurch einen Längenzuwachs pro Zeit angibt, erfasst werden. Frühere Untersuchungen von Bodner et al. [34] haben gezeigt, dass kurze Risse im Spätholz entstehen und im Frühholz enden, was auf die höhere Steifigkeit des Spätholzes gegenüber dem Frühholz zurückzuführen ist [176]. Die Rissfortpflanzung wird durch die dünnwandigen und somit deformierbaren Zellen der Frühholztracheiden blockiert, während das Spätholz nur in relativ geringerem Maße deformierbar ist und so eine Konzentration von Spannungen bewirkt [176].

Die in jedem Schnitt des Bauteils eingeleiteten Zug- und Druckkräfte sind abhängig von dem Winkel zur Faserrichtung, der die anisotropen Eigenschaften des Holzes beschreibt. Dadurch entstehen im Holz unterschiedliche Druck- und Zugspannungen und somit unterschiedliche elastische Verformungen sowohl in Faserrichtung als auch senkrecht dazu, die in Form von Dehnungen im Holzquerschnitt auftreten. Im Bild 7-35 ist die Verschiebung der Lasteinleitungsversuchskörper in vertikaler Richtung mit einem Winkel von 30° und 90° aus dem fototoptischen Messsystem exemplarisch dargestellt.

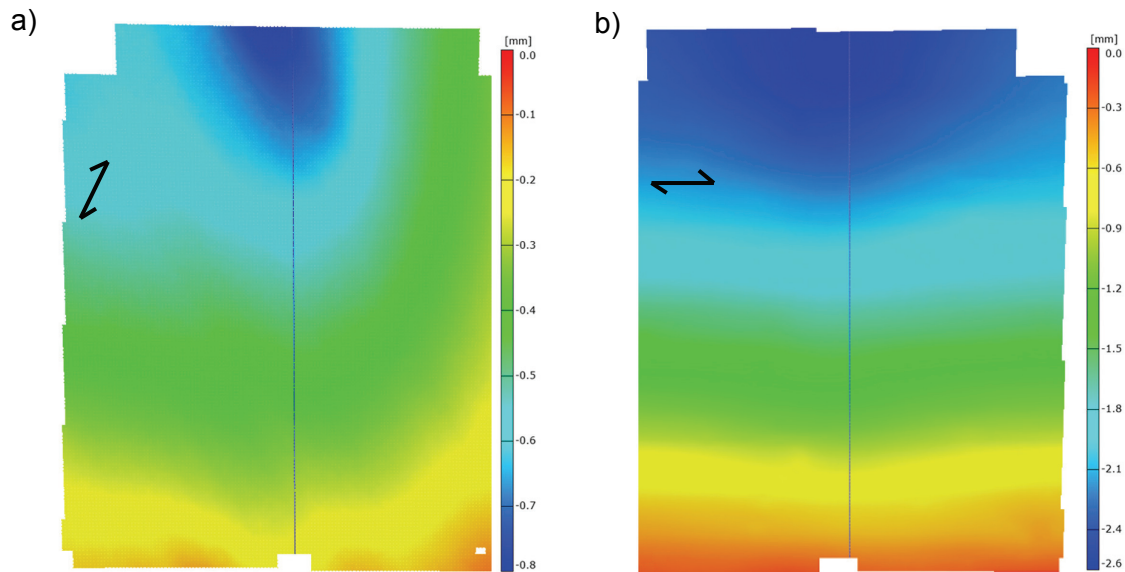


Bild 7-35: Verschiebungsgradienten der Lasteinleitungsversuchskörper in vertikaler Richtung: a) bei einer Drucklast von 47,1 kN mit einem Winkel zur Faserrichtung von 30°, b) bei einer Druckbelastung von 49,8 kN mit einem Winkel zur Faserrichtung von 90°.

Bild 7-36 zeigt eine Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse für die Proben mit jeweils einer Schraube, die einen Durchmesser von 12 mm hat, sowohl mit einem Winkel zur Faserrichtung von 90° als auch von 30° unter Zugbelastung (Bild 7-36, a) und unter Druckbelastung (Bild 7-36, b). Auf den Last-Verschiebungskurven sind die verschiedenen Versagensarten der Proben markiert. Denselben Vergleich für Schraubendurchmesser von 10 mm stellt Bild 7-37 dar, weiterhin zeigt das Bild 7-38 eine Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse für die Proben mit jeweils einer Schraube, die einen Durchmesser von 8 mm hat, sowohl mit einem Winkel zur Faserrichtung von 0° unter Zugbelastung als auch von 90° unter Zug- und Druckbelastung.

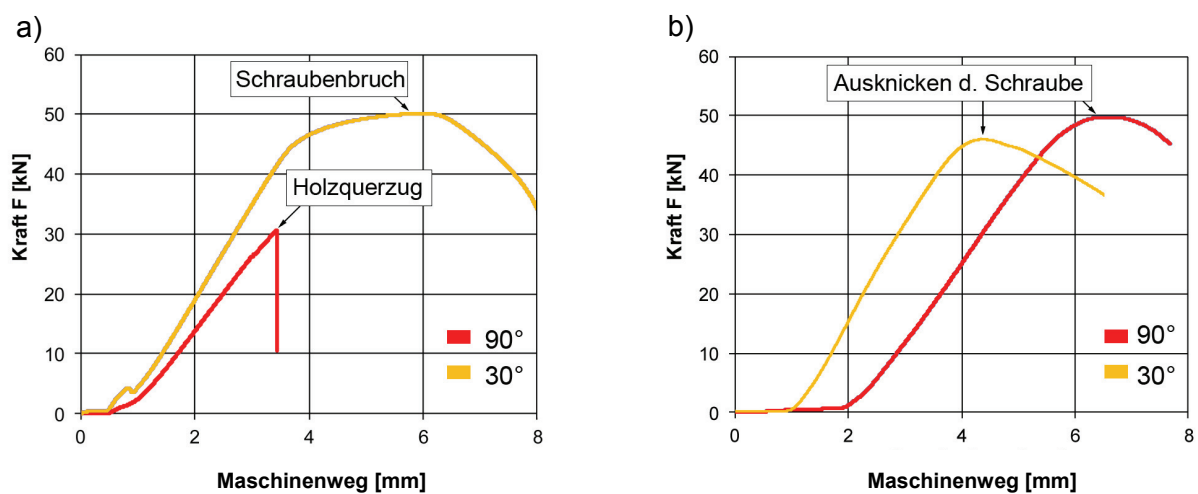


Bild 7-36: Beispielhafte Ergebnisse der Belastungsverläufe in Abhängigkeit vom Maschinenweg aus der Versuchsserie (L15-12-60-1, eine Schraube, Durchmesser 12 mm) mit einem Winkel zur Faserrichtung von 90° und 30° unter: a) Zugbelastung, b) Druckbelastung.

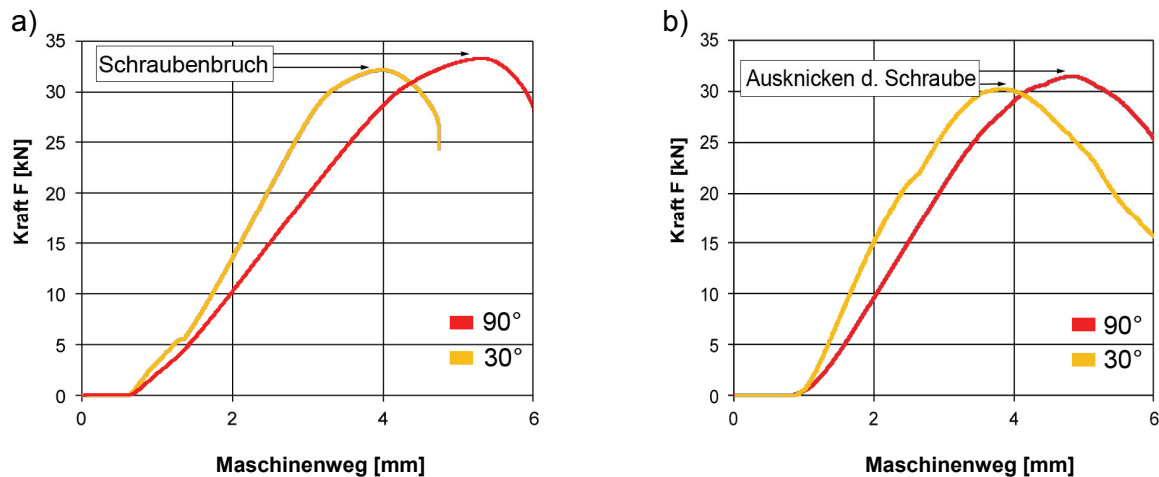


Bild 7-37: Beispielhafte Ergebnisse der Belastungsverläufe in Abhängigkeit vom Maschinenweg aus der Versuchsserie (L15-10-60-1, eine Schraube, Durchmesser 10 mm) mit einem Winkel zur Faserrichtung von 90° und 30° unter: a) Zugbelastung, b) Druckbelastung.

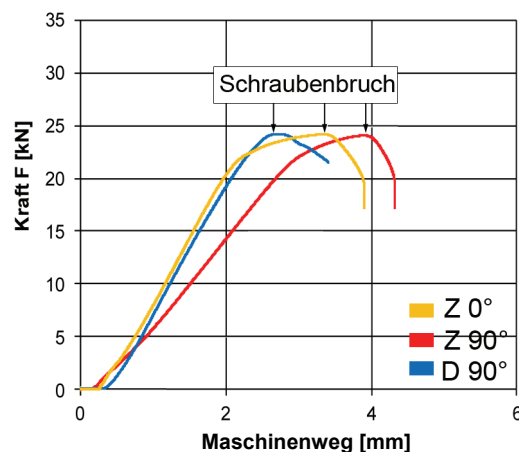


Bild 7-38: Beispielhafte Ergebnisse der Belastungsverläufe in Abhängigkeit vom Maschinenweg aus der Versuchsserie (L8-6-60-1, eine Schraube, Durchmesser 8 mm) mit einem Winkel zur Faserrichtung von 0° unter Zugbelastung und mit einem Winkel von 90° unter Zug- sowie Druckbelastung.

In den Versuchen von Bejtka [22] wurden selbstbohrende Vollgewindeschrauben mit unterschiedlichen Abmessungen rechtwinklig zur Faserrichtung eingeschraubt und dabei die Oberkante des Schraubenkopfes bündig mit der Holzoberfläche eingesetzt. Durch das Erreichen der Querdruckfestigkeit des Holzes an der Schraubenspitze konnte ein Versagensmechanismus beobachtet werden, welcher durch die seitliche Ausdehnung des Holzes rechtwinklig zur Holzfaser sowie durch die Ausbildung von Rissen im Hirnholz gekennzeichnet war. Im Rahmen der eigenen Untersuchungen konnte ein solches Verhalten nicht beobachtet werden. Die Verformungen außerhalb der Probenebene wurden mit Hilfe des 3D-fotooptischen Messsystems analysiert. Der primär beobachtete Versagensmechanismus bei den Druckversuchen mit einer Schraube war das Ausknicken der Schraube im Holz. Das Knickversagen der schlanken Schrauben fand unmittelbar unterhalb der Lasteinleitung auf einer Länge von etwa 4-8 cm statt.

Lasteinleitungsversuche mit drei Schrauben unter Zug- und Druckbelastung

In den Zugversuchen mit drei Schrauben wird die Last-Relativverschiebung der einzelnen Schrauben mit unterschiedlichem Durchmesser und Winkel zur Holzfaserrichtung gegenübergestellt. Weiterhin werden die mittlere Belastung der Schrauben und die mittlere Relativverschiebung als Indikatoren in der Auswertung der Ergebnisse herangezogen. Bild 7-39 stellt den Verlauf der mittleren Relativverschiebung am Eindringungspunkt der Schrauben in Abhängigkeit von der mittleren Ausziehbelastung für die Proben mit einem Schraubendurchmesser von 12 mm und einem Einschraubwinkel von 0° , 30° , 60° und 90° dar. Denselben Vergleich für Durchmesser von 10 mm zeigt das Bild 7-40.

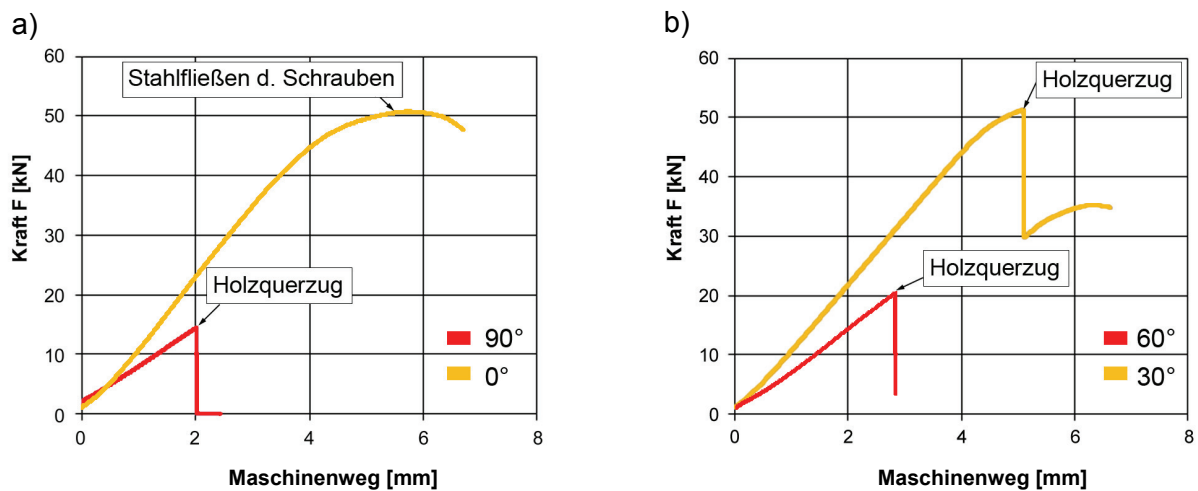


Bild 7-39: Beispielhafte Ergebnisse der Belastungsverläufe in Abhängigkeit vom Maschinenweg aus der Versuchsserie (L12-6-6, drei Schrauben, Durchmesser 12 mm) unter Zugbelastung mit einem Winkel zur Holzfaserrichtung von: a) 90° und 0° , b) 30° und 60° .

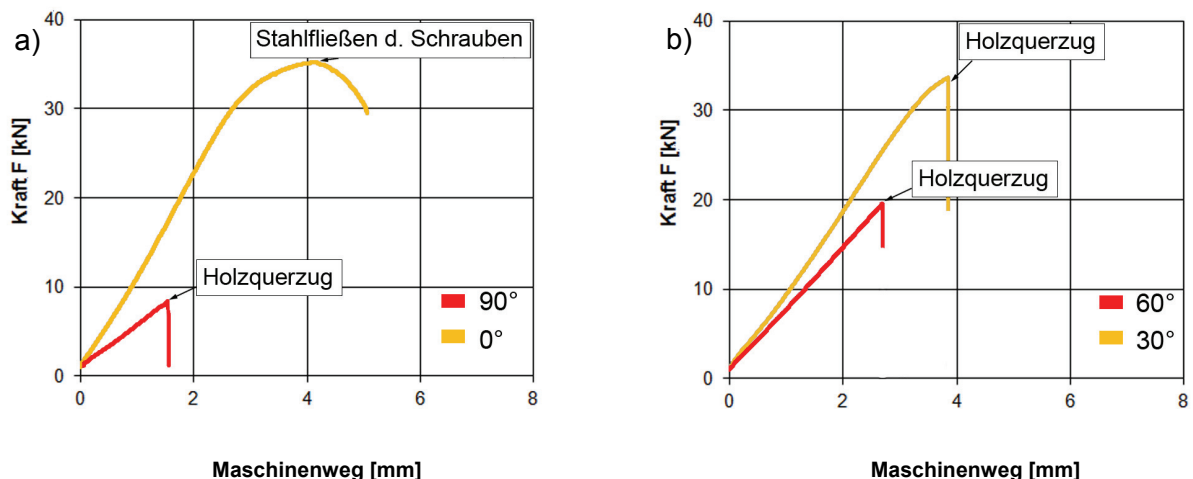


Bild 7-40: Beispielhafte Ergebnisse der Belastungsverläufe in Abhängigkeit zum Maschinenweg aus der Versuchsserie (L10-6-60, drei Schrauben, Durchmesser 10 mm) unter Zugbelastung mit einem Winkel zur Holzfaserrichtung von: a) 90° und 0° , b) 30° und 60° .

Bild 7-41, a stellt exemplarisch die Belastungsverläufe der einzelnen Schrauben mit Durchmessern von 12 mm in Abhängigkeit von der Relativverschiebung mit einem Winkel von 0° unter Zugbelastung dar. Bild 7-41, b dagegen zeigt die gleichen Verläufe für den Durchmesser von 10 mm.

Die Proben mit einem Einschraubwinkel senkrecht zur Faserrichtung versagten trotz der weggeregelten Versuchssteuerung bei der Erstrissbildung mit Querzug schlagartig. Gegenüber den Pull-Out Versuchen trat auf Grund der langen Einbettungslänge der Schrauben (ca. 50 d) kaum Verbundversagen auf. Das Stahlfließen kündigte den Materialbruch der Schrauben bei beiden Versuchen (Pull-Out und Lasteinleitung) an und bei den Druckversuchen wurde das Ausknicken der Schrauben durch das plastische Verhalten der Last-Verformungskurven, die die Bruchlast des Stabilitätsversagens andeutet, angekündigt.

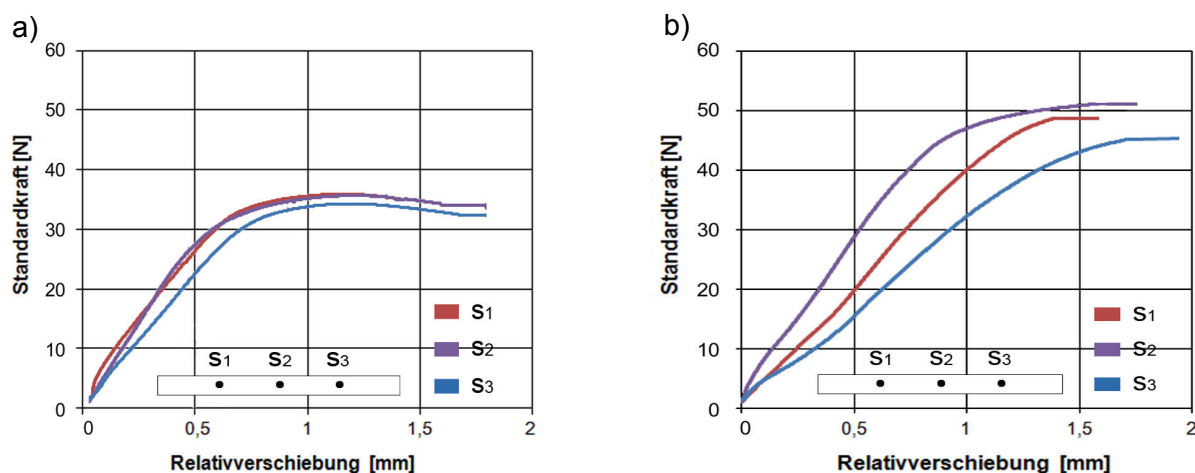


Bild 7-41: Belastungsverläufe der einzelnen Schrauben in Abhängigkeit von der Relativverschiebung mit einem Winkel von 0° unter Zugbelastung, a) aus der Versuchsserie (L12-6-60, Durchmesser 12 mm), b) aus der Versuchsserie (L10-6-60, Durchmesser 10 mm).

Die maximalen Dehnungen betragen je nach Querschnittabmessung zwischen 1,5 und 3 ‰. Zur Bestimmung der Übertragungslänge wird hierbei die Länge bis zum Erreichen von 80 % der maximalen Dehnung bzw. Stauchung abgelesen und mit dem Faktor 1,35 multipliziert (z. B. L12-6-60- 90° : $0,8 \times 3,0 \text{ ‰} = 2,4 \text{ ‰}$; $l_{80\%} = 13,5 \text{ cm}$; $1,35 \times 13,5 \text{ cm} = 18,2 \text{ cm} \approx 15 \text{ d}$). Diese Herangehensweise wurde im Rahmen dieser Arbeit hergeleitet und ist dem Verfahren im Betonbau (vgl. den Verfahren nach DIBt [47]) zur Bestimmung der Übertragungslänge der Spannkraft im sofortigen Verbund entliehen. Eine Gegenüberstellung der vertikalen Verschiebungen anhand der fotooptischen Analyse der Lasteinleitungsversuche mit drei Schrauben unter Zugbelastung ist im Bild 7-42 für Schrauben parallel und senkrecht zur Faserrichtung und im Bild 7-43 für die Schrauben mit Winkeln zur Faserrichtung von 30° und 60° abgebildet. Eine vollständige Darstellung der Dehnungsverläufe und der Relativverschiebungen kann dem Anhang A3 entnommen werden.

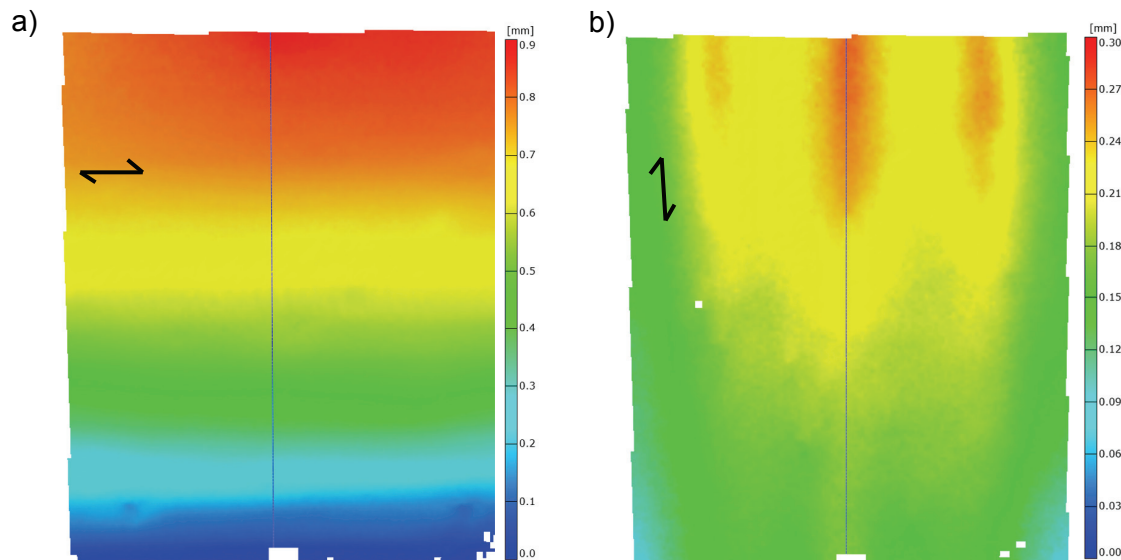


Bild 7-42: Verschiebungsgradienten der Lasteinleitungsversuchskörper in vertikaler Richtung: a) bei einer Zuglast von 12,0 kN (Winkel zur Faserrichtung 90° , Durchmesser 12 mm), b) bei einer Zugbelastung von 30,5 kN (Winkel zur Faserrichtung 0° , Durchmesser 10 mm).

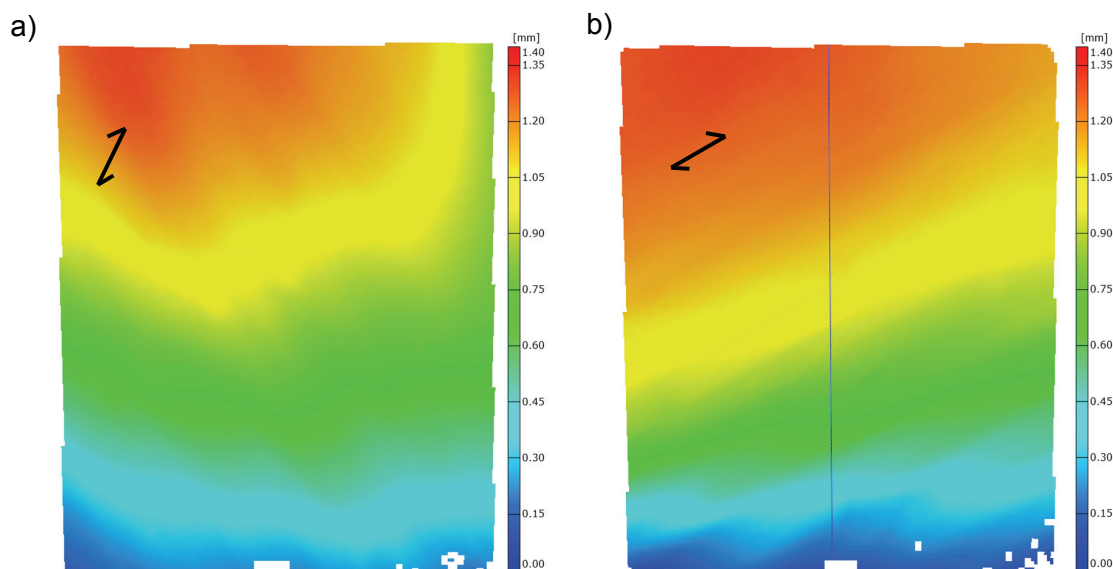


Bild 7-43: Verschiebungsgradienten der Lasteinleitungsversuchskörper mit Schraubendurchmesser von 12 mm in vertikaler Richtung: a) bei einer Zuglast von 52,6 kN mit einem Winkel zur Faserrichtung von 30° , b) bei einer Zugbelastung von 20,4 kN mit einem Winkel zur Faserrichtung von 60° .

Hierbei stellen die weißen Flächen im Bild 7-43 sowie in den anderen Bildern aus der optischen 3D-Verformungsanalyse jene Flächen dar, die von dem System aufgrund der Qualität des Aufbringens des stochastischen Musters auf der Holzoberfläche in Kombination mit den Beleuchtungsverhältnissen nicht ausgewertet werden konnten.

Für die Bestimmung der Dehnungen an der Holzoberfläche wurden mit Hilfe des foto-optischen Messsystems zusätzliche Messstrecken mit einer Messlänge von ca. 50 mm definiert. Während die Messwerte der automatisch berechneten Dehnungen eine feinere Differenzierung bzw. eine größere Streuung der Messwerte auf Grund der kleineren

Bezugsmesslänge aufweisen, liegen die errechneten Dehnungen aus den dafür definierten Messlängen enger beieinander. Dies ist durch die große Messlänge von 50 mm zu begründen, da sich lokale Störungen weniger stark auf die Messung auswirken.

Zur Bestimmung der Übertragungslänge der Schraube mit dem im vorherigen Abschnitt beschriebenen Verfahren wurden parallel zum Schraubenverlauf Messpunkte definiert, die Abstände von ca. 50 mm aufweisen. Die Messstrecken wurden zwischen den Messpunkten festgelegt. Der Verlauf der Dehnung in Abhängigkeit von der Belastung während des Versuchs wurde als ASCII-Datei exportiert und in ein Tabellenkalkulationsprogramm eingearbeitet. In Bild 7-44 sind die Messwerte der Dehnungen parallel zur Schraubenachse in Belastungsrichtung (parallel zu den Messstrecken) im Lasteinleitungsbereich eines Versuchskörpers L12-60-6-1-30° aufgetragen. 80 % der größten Holzdehnungen ($0,8 \times 1,37 ‰ = 1,1 ‰$) bei einer Belastung von 45,1 kN (vgl. Bild 7-44, a) traten erwartungsgemäß stets bei einem Abstand zum Schraubeneindringungspunkt von ca. $13 d = 156 \text{ mm}$ auf. Dies ergibt nach dem im letzten Abschnitt vorgeschlagenen Verfahren eine Übertragungslänge von $1,35 \times 13 d = 17,6 d \approx 211 \text{ mm}$. Bild 7-44, b zeigt den Verlauf der Dehnungen der Messstrecken in Abhängigkeit von der Schraubenbelastung.

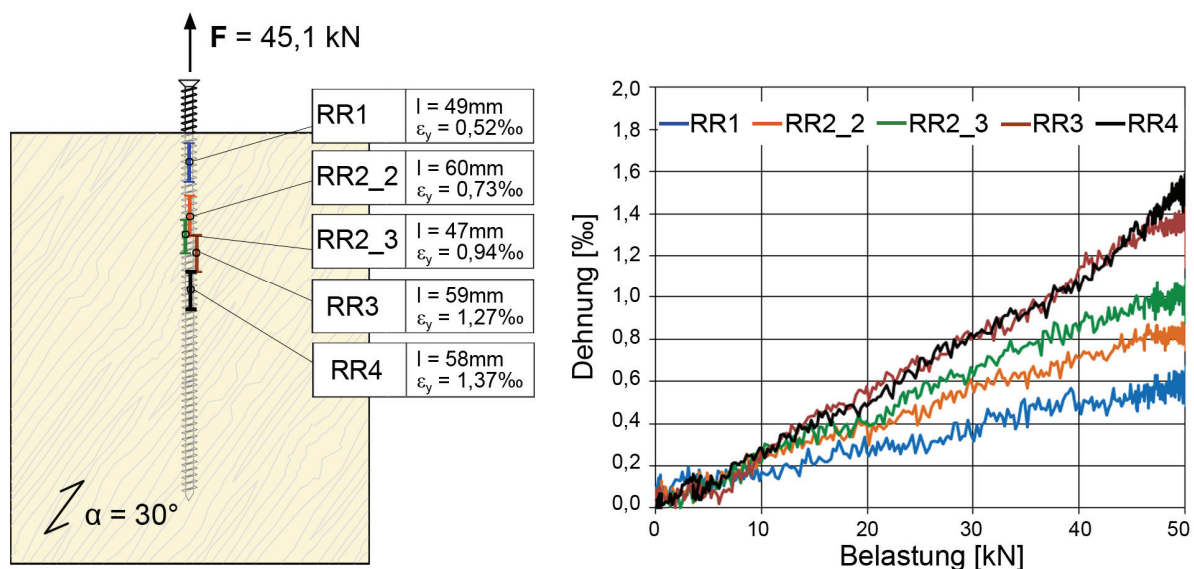


Bild 7-44: Dehnungsverteilung entlang der Verankerungszone der Versuchskörper L12-6-60-1-30° (eine Schraube, Durchmesser 12 mm und Winkel zur Holzfaserrichtung 30°), unter Zugbelastung.

Dieselben Versuchsparameter, die in den Druckversuchen mit einer Schraube getestet wurden, wurden auch in Bezug auf drei Schrauben experimentell untersucht. Sowohl die Abmessungen der Versuchskörper als auch die Zwischen- und Randabstände der Schrauben wurden analog zu den Versuchen mit drei Schrauben unter Zugbelastung ausgeführt.

Vergleichbar mit den Versuchsergebnissen von Probekörpern mit drei Schrauben unter Zugbelastung nehmen die Druckspannungen infolge der eingeleiteten Kräfte in den Bereichen zwischen den Schrauben sukzessiv zu. Die damit verbundenen Verformungen führen zu geringerer Verbundsteifigkeit und dadurch zu einer Verlängerung der

Übertragungslänge im Verankerungsbereich, vorwiegend bei der mittleren Schraube. Dabei beeinflussen die anisotropen Eigenschaften des Holzes in diesen zwischenliegenden Bereichen die Verformungen und dadurch die Verminderung der Verbundsteifigkeiten.

In Analogie zum Verbundtragverhalten unter Zugbelastung steigen die Ringdruckspannungen in den Bereichen zwischen den Schrauben, sodass die Verbundspannungen die maximale Verbundtragfähigkeit erreichen. Die Ergebnisse bei drei Schrauben unter Druckbelastung sind beispielhaft im Bild 7-45 dargestellt, eine ausführliche Darstellung der Ergebnisse ist dem Anhang A3 zu entnehmen.

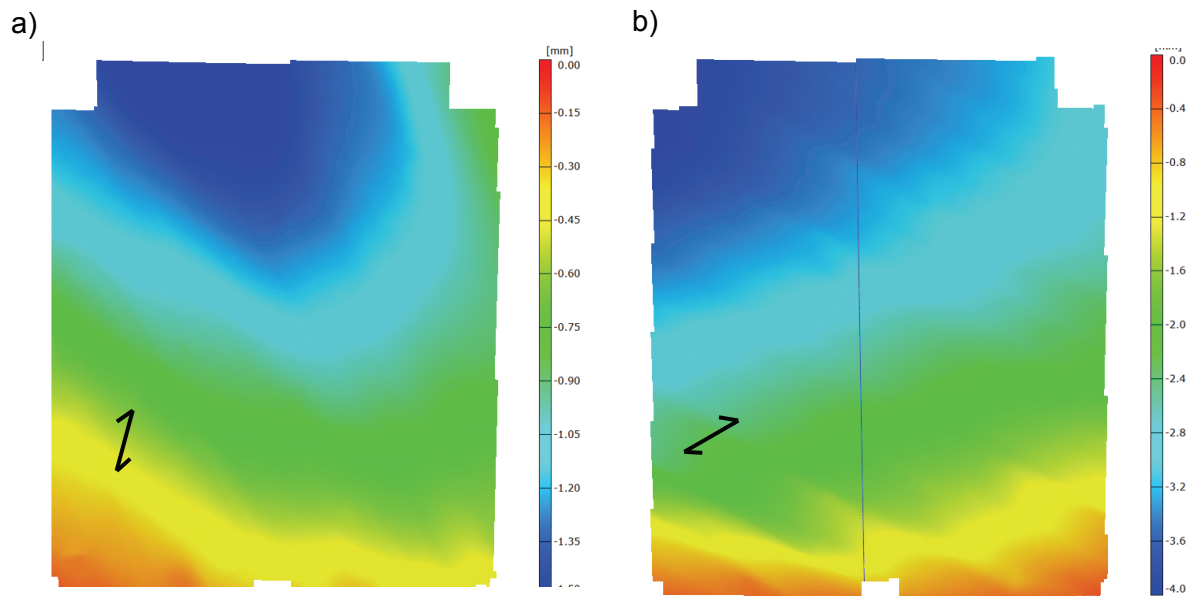


Bild 7-45: Verschiebungsgradienten der Lasteinleitungsversuchskörper in vertikaler Richtung bei drei Schrauben mit Schraubendurchmesser von 12 mm unter Druckbelastung bei einer Last von: a) 47,9 kN und Winkel zur Faserichtung von 30°, b) 44,6 kN und Winkel von 60°.

Wie im Kapitel 5, Abschnitt 5.3.3 beschrieben, wurde die Stärke der Versuchskörper so gering wie möglich dimensioniert, um die Verzerrungen und Dehnungen an der Holzoberfläche mit dem fotooptischen Messsystem besser interpretieren zu können. Allerdings treten trotz der getroffenen Maßnahmen zur Fixierung der Schraubenposition in der Mitte der Versuchskörper durch das so genannte „Verlaufen“ der Schrauben Abweichungen von der Solllage auf. Diese nehmen mit zunehmender Schraubenlänge überproportional zu und führen vor allem bei dünnen Probekörpern zur Beeinflussung der Messergebnisse. Zur Vermeidung der Einwirkung dieses Phänomens wurden die Proben optisch kontrolliert und bei seitlichem Austreten der Schrauben aus dem Holz aussortiert. Schließlich wurde nach den Versuchen die tatsächliche Position der Schraube in der Holzmatrix bestimmt, gemessen und in der Auswertung der Versuchsergebnisse mit einem Korrekturfaktor, der die Abweichung aus der Mitte der Probendicke im Verhältnis zur Gesamtdicke der Probe betrachtet, versehen.

Da die Übertragungslängen größer als die anhand der Formel in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Schrauben ermittelten Längen sind und da außerdem die anhand dieser Zulassungen erlaubten Zwischen- sowie Randabstände hinsichtlich der Kraftübertragung nicht abgesichert sind, ist ein Einfluss der Schraubenkombination auf die einzelnen Übertragungslängen der Schrauben zu erwarten. Eine experimentelle Ermittlung des Einflusses ist daher erforderlich, um ein Verankerungsversagen sicher ausschließen zu können.

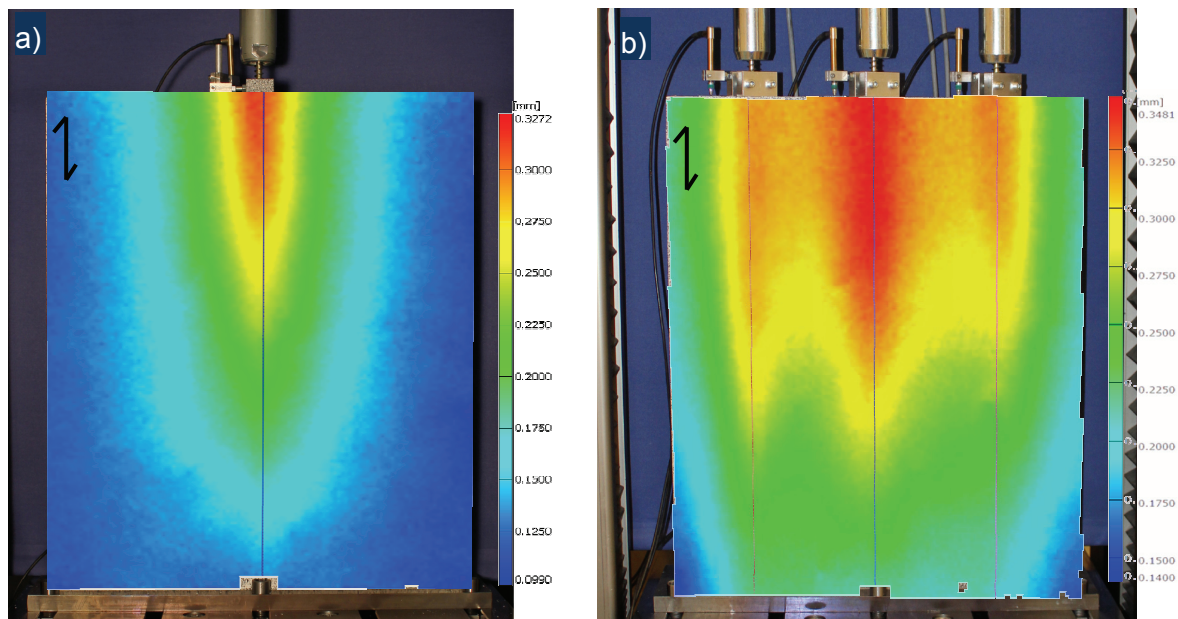


Bild 7-46: Gradienten der Verschiebungen parallel zu den Schrauben aus den Last-einleitungsversuchen unter Zugbelastung mit Schrauben parallel zur Faserrichtung und einem Durchmesser von 12 mm: a) mit einer Schraube unter Belastung von 49,5 kN, b) mit drei Schrauben unter mittlerer Belastung von 49,1 kN.

Bild 7-46, b stellt die ersten Ergebnisse (Verschiebung parallel zur Schraube aus dem fotooptischen Messverfahren) für drei Schrauben parallel zur Faserrichtung im Vergleich zu einer Schraube (Bild 7-46, a) unter Zugbelastung dar. Trotz der geringeren Ausbreitungswinkel im Fall des Einschraubens parallel zur Holzfaserrichtung und der größeren Zwischenabstände der Schrauben von ca. 12 d ist hierbei die Überlappung der Verformungen erkennbar. Die durch die Krafteinleitung der Schrauben verursachten Verformungen in den Holzbereichen zwischen den Schrauben ruft bei der mittleren Schraube größere Verformung hervor. Für die Verankerung der Kraft, die für alle drei Schrauben als weitestgehend gleich angenommen werden kann, wird bei der mittleren Schraube eine größere Verankerungslänge auf Grund der größeren auftretenden Verformung benötigt.

Im Gegensatz zum Ausknicken der Schrauben stellte das Ausknicken der Versuchskörper einen weiteren Versagensmechanismus dar, der primär bei Versuchskörpern

mit senkrecht zur Faserrichtung installierten Schrauben auftrat. Dabei sind die geringe Steifigkeit und der erheblich kleinere E-Modul senkrecht zur Faserrichtung für die Beschleunigung des Stabilitätsversagens maßgebend. Anders als bei den Versuchen mit einer Schraube kommt es bei den Versuchen mit drei Schrauben auf Grund der bis zu dreifachen Belastung des Probenquerschnitts eher zu ebendiesem Versagen. Auf eine Verminderung der Schlankheit durch die Vergrößerung der Stärke der Versuchskörper wurde verzichtet, damit ein Vergleich der Ergebnisse mit den Versuchen an Probekörpern mit einer Schraube sowie die Bemessung mit dem 3D-fotooptischen Messsystem weiterhin möglich ist.

Lastausbreitungswinkel

Durch die Untersuchung und Auswertung der Dehnungen und Verschiebungen der Holzoberfläche der Versuchskörper können Aussagen über die Lastausbreitung getroffen werden. In Bild 7-47 sind beispielsweise die Messwerte der resultierenden Verschiebungen aus dem fotooptischen Messsystem für den Versuchskörper L12-6-60-1-30° und L12-6-60-1-60° gegenübergestellt. Im Lasteinleitungsbereich der Schraube mit einem Einschraubwinkel von 60° zur Holzfaserrichtung (s. Bild 7-47, b) sind die Verschiebungen in einem breiteren Bereich verteilt als in den identischen Versuchskörpern mit einem Winkel von 30° (vgl. Bild 7-47, a) und die Punkte mit gleichem Abstand erfuhren kleinere Verschiebungen. Daher hat der Versuchskörper mit dem Einschraubwinkel von 60° größere Ausbreitungswinkel als der mit 30°.

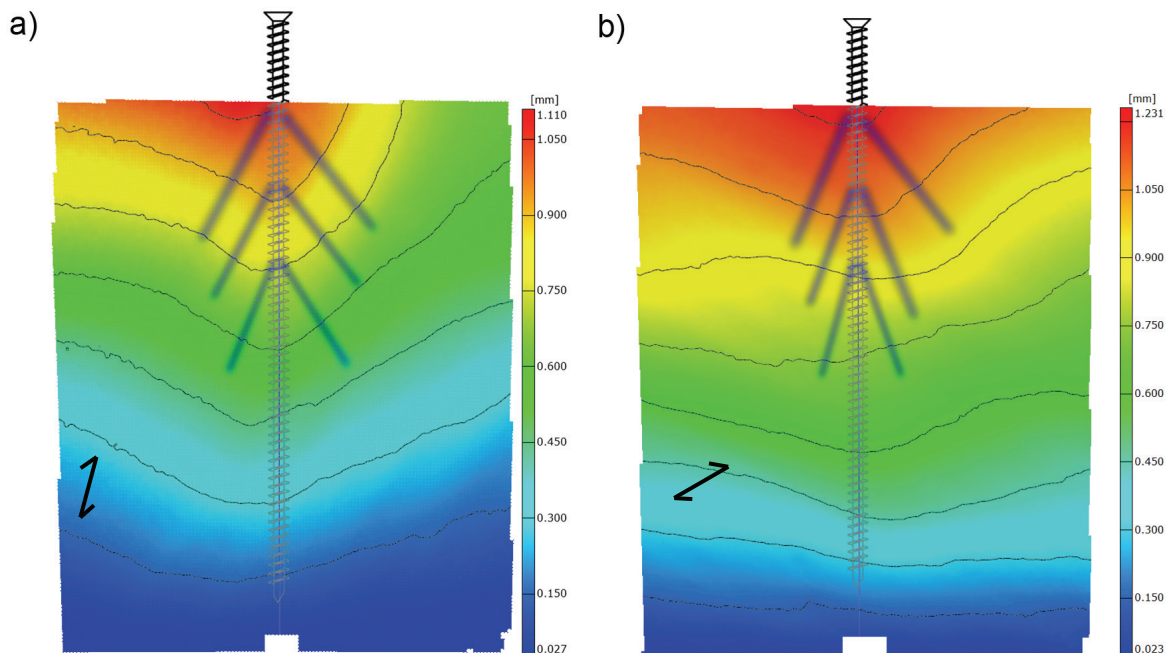


Bild 7-47: Gradienten der resultierenden Verschiebungen mit Darstellung der Isolinen der Verschiebung aus den Lasteinleitungsversuchen unter Zugbelastung mit einer Schraube mit dem Durchmesser von 12 mm sowie Winkel zur Faserrichtung: a) 30° (Zuglast 49,1 kN), b) 60° (Zuglast 35,3 kN).

Die Lastausbreitungswinkel wurden anhand der ermittelten Verschiebungen und Verzerrungen an der Holzoberfläche mit verschiedenen Winkeln zur Holzfaserrichtung und Schraubenkombinationen sowie Belastungsarten festgestellt. Die Winkel betragen zwischen 5° beim Einschrauben parallel zur Faserrichtung (s. Bild 7-48, a) und bis zu 60° (s. Bild 7-48, b) bei Einschrauben senkrecht zur Faserrichtung.

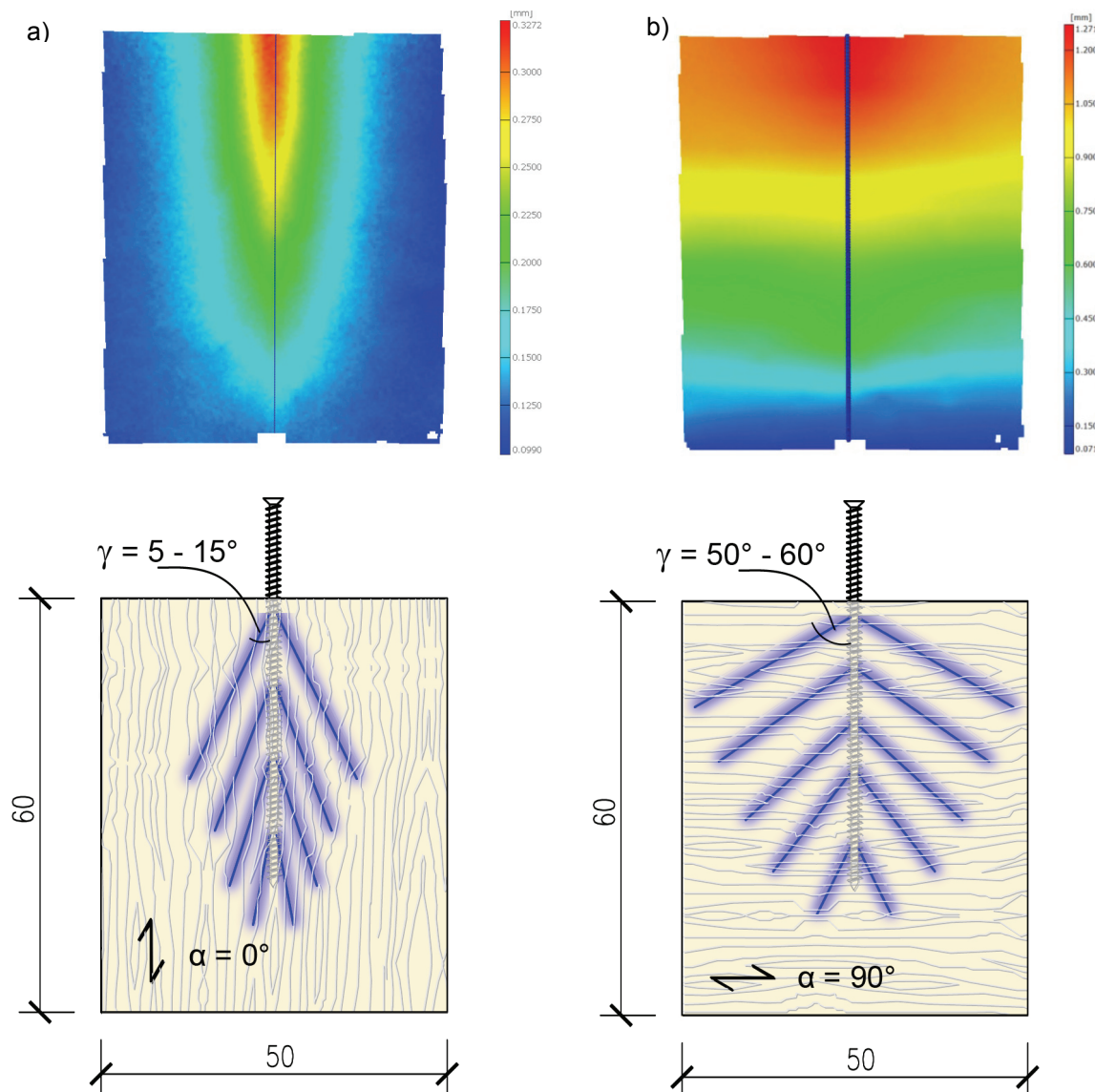


Bild 7-48: Zusammenhang zwischen Ausbreitungswinkel (γ) und Winkel zur Faserrichtung (α) anhand der Verschiebungsgradienten parallel zur Schraubenachse unter Zugbelastung: a) faserparallel, b) senkrecht zur Faserrichtung.

Die bei den Lasteinleitungsversuchen gemessenen Übertragungslängen waren größer als in den Pull-Out Versuchen, was auf eine mögliche innere Mikrorissbildung im Bereich der Lasteinleitung auf Grund der Imperfektion der Schrauben in Bezug auf die

geringere Stärke der Versuchskörper hindeutet. Dadurch verfügen die Schrauben in manchen Querschnitten über eine Holzdecke kleiner als 2 d.

Zwischenbilanz:

Die Lasteinleitungsversuche ergaben zunächst eine Mindestholzdeckung, die dem 2-fachen des Nenndurchmessers der Schrauben entspricht. Die Übertragungslänge von 15 d bis 25 d war, je nach Winkel zur Holzfaserrichtung, für die Schrauben mit dem Nenndurchmesser von 12 mm notwendig, um die maximal erreichbare, axiale Belastung der Schraube im Holz zu verankern. Allerdings haben sich die Verankerungslängen auf Grund der verminderten Verbundspannung der Schrauben mit dem Durchmesser von 10 mm und 8 mm jeweils um ca. 5 d verlängert. Die Ergebnisse der Dehnungsmessung sind trotz der Dehnungskorrekturen in Abhängigkeit von der tatsächlichen Lage der Schraube in verschiedenen Schnitten sowie der Auswahlmaßnahmen der Proben als nicht ausreichend genau bei den Durchmessern von 8 und 10 mm zu bezeichnen. Diese Tatsache ist auf den deutlichen Fehlverlauf der Schrauben mit dem Durchmesser 8 und 10 mm abweichend von der Solllage zurückzuführen. Bei den Schrauben mit dem Durchmesser von 12 mm konnte ein präziserer Verlauf auf Grund der hohen Steifigkeit der Schrauben festgestellt werden. Hierbei haben die den Versuchen angeschlossenen Sägeschnitte die zentrische Lage dieser Schrauben in verschiedenen Schnitten entlang der Schrauben bestätigt.

8. Numerische Beschreibung des Verbundtragverhaltens

8.1 Allgemeines

Zur Ermittlung der Kraftübertragung zwischen Schraube und Holz sowie des dreidimensionalen Beanspruchungszustandes im Verankerungsbereich der Schraube, wurde das Tragverhalten des Verbundwerkstoffes „Schraube-Holz“ durch nichtlineare, dreidimensionale Finite-Elemente (FE) Berechnungen mit dem Programm ANSYS [8] analysiert. Dabei bildet die numerische Erfassung sowohl des strukturellen Tragverhaltens der Übertragungsstelle als auch der auftretenden Verbundmechanismen innerhalb dieser Stelle (vgl. Kapitel 3, Abschnitt 3.1) einen Schwerpunkt der Untersuchungen. Neben der Beschreibung des Verbundtragverhaltens haben die numerischen Simulationen auch eine vertiefte Analyse der Kraftübertragung innerhalb des Verbundmediums des Werkstoffes „Schraube-Holz“ zum Ziel.

Darüber hinaus erlauben die numerischen Simulationen neben der Abbildung des Verbundtragverhaltens und der Veranschaulichung der Spannungsübertragung im Verbundwerkstoff „Schraube-Holz“ eine ergänzende Analyse zu den experimentellen Untersuchungen (vgl. Kapitel 7). Diese Analyse entschlüsselt das Verbundtragverhalten und verifiziert es mit Hilfe von Parameterstudien. Die Ergebnisse fließen in die Modellierung ein und dienen der wirklichkeitsnahen Abbildung des Verbundverhaltens.

Die Grundmodelle der numerischen Untersuchungen wurden zunächst an einem Arbeitsplatzrechner analysiert und weiterentwickelt. Im weiteren Verlauf der Untersuchungen wurden die Berechnungen der Modelle auf Grund der benötigten Rechenkapazitäten auf einer Workstation des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen mit mehreren Prozessoren, sowie auf einem Rechencluster der RWTH Aachen durchgeführt. Dadurch konnten umfangreiche Simulationen zur Abbildung der Kraftübertragung und der Spannungsverläufe der einzelnen Probekörper der experimentellen Untersuchungen mit verschiedenen Parametern durchgeführt werden.

In den folgenden Abschnitten werden die Grundlagen des verwendeten nichtlinearen Materialgesetzes für Holz und Stahl sowie die Kontaktmodellierung zwischen Schraube und Holz in ANSYS [8] beschrieben. Anschließend werden die Modelle erläutert und die Berechnungsergebnisse vorgestellt.

8.2 Grundlagen der Finite-Elemente-Modelle

8.2.1 Materialmodell für Holz

Die mechanischen Eigenschaften des Brettschichtholzes ergeben sich aus der Beschaffenheit der einzelnen Brettlamellen, deren makroskopischer Aufbau die Richtungsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften des Baustoffes beschreibt und dadurch dessen Verhalten als anisotrop kennzeichnet. Hierbei wird die Richtung des longitudinalen Wachstums (L) durch die Richtung der Zellulosefasern definiert, die wiederum im Allgemeinen der Wachstumsrichtung des Baums entspricht. Weiterhin bedingt das

Wachstum des Holzes die Radialrichtung (R), die im Stamm in der Mitte von der Markröhre bis zum Rand bzw. quer zur Faser, senkrecht zu den Jahresringen verläuft, sowie die Tangentialrichtung (T) die wiederum quer zur Faser, aber parallel zu den Jahrringen verläuft (vgl. Bild 8-1). Diese wachstumsbedingten Eigenschaften des Holzes definieren es als einen polar-orthotropen Werkstoff, dessen mechanische Eigenschaften in einem Polarkoordinatensystem beschrieben werden können, das sich wiederum in einer kleineren Aufteilung mittels eines kartesischen Koordinatensystems betrachten lässt.

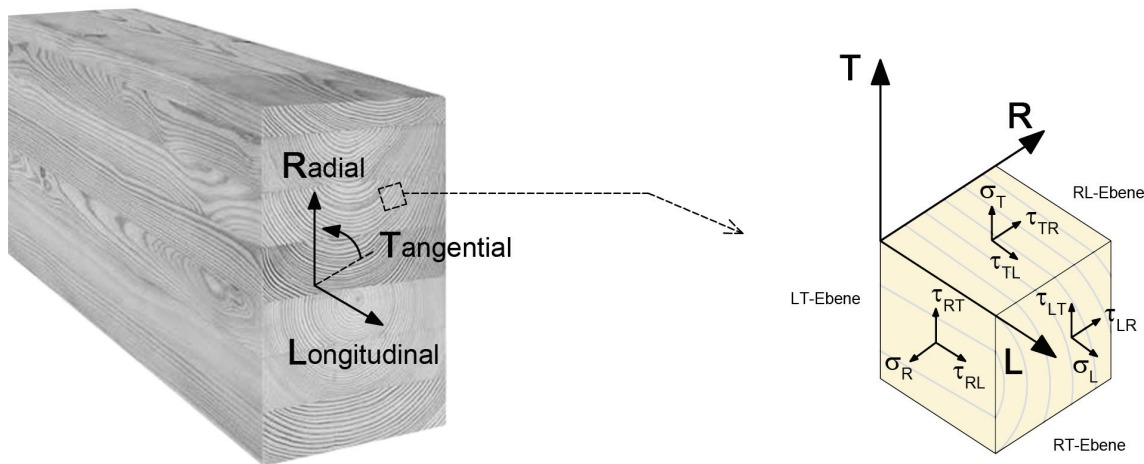


Bild 8-1: Aufbau des Brett-schichtholzes aus Lamellenbrettern, die auf Grund ihres natürlichen Wachstums jeweils drei lokal-orthotrope Ausrichtungen innerhalb eines fehlerfreien und nahezu homogenen Kontinuums besitzen.

In den numerischen Untersuchungen mit dem Programm ANSYS [8] wurde für das Brett-schichtholz ein nichtlineares Materialmodell zur Abbildung des elasto-plastischen Materialverhaltens verwendet. Das plastische Modell enthält eine Fließfunktion, die eine Fließbedingung formuliert und unterschiedliche Druck- und Zugfestigkeiten zulässt. Weiterhin ermittelt diese Funktion, ob in einem gewissen Spannungszustand plastische Dehnungen auftreten. Dabei beschreibt die Fließfunktion im Spannungsraum eine Grenzfläche (Fließfläche), die den elastischen Bereich umschließt. Darüber hinaus verfügt das Modell über eine Verfestigungshypothese, die die Entwicklung der Fließbedingung umschreibt. Diese Hypothese wird bei einer plastischen Dehnung bzw. bei Erfüllung der ursprünglichen Fließbedingung angewendet.

Temperatur-, zeit- und feuchteabhängiges Verhalten wie Kriechen, Quellen und Schwinden wird in dieser Betrachtung vernachlässigt. Im Folgenden werden die Eckpunkte des Modells, insbesondere die in ANSYS verfügbaren Fließkriterien, zusammengefasst.

8.2.2 Fließkriterien für orthotrope Materialien

8.2.2.1 Hill-Kriterium

Von Hill [86] wurde ein Fließkriterium erarbeitet, welches die drei prinzipiellen Achsen der Anisotropie mit unterschiedlichen Festigkeiten belegt (f_1 , f_2 und f_3 , vgl. Bild 8-2, b). Im Gegensatz zu dem von Mises-Fließkriterium, das nur für isotrope Materialien angewendet werden kann, da es nur die Festlegung einer Fließspannung f_F erlaubt und keine Differenzierung in den unterschiedlichen Richtungen zulässt (Bild 8-2, a), ermöglicht das Hill'sche Kriterium die Verwendung unterschiedlicher Fließspannungen in verschiedenen Materialrichtungen. Weiterhin wurden in diesem Kriterium die Forderungen nach plastischer Inkompressibilität des Materials sowie Unbeeinflussbarkeit des Fließkriteriums gegenüber der Superposition einer hydrostatischen Spannung ausgedrückt. Im Gegensatz zu dem von Mises-Fließkriterium, in dem die Deviatorebene einen Kreis bildet (vgl. Bild 8-2, a), wird die Deviatorebene beim Hill-Kriterium als eine Ellipse (vgl. Bild 8-2, b) dargestellt. Wird das Bezugskoordinatensystem parallel zu der natürlichen Materialachse ausgerichtet, schneidet das resultierende Ellipsoid die Spannungsachsen in den Punkten der entsprechenden Festigkeit und das Fließkriterium kann wie folgt zusammengefasst werden [81], [86]:

$$F = \{\sigma\}^T [M] \{\sigma\} - \sigma_0^2 = 0 \quad (8.1)$$

σ_0 = Vergleichswert der Festigkeit

$$[M] = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & 0 & 0 & 0 \\ M_{12} & M_{22} & M_{23} & 0 & 0 & 0 \\ M_{13} & M_{23} & M_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_{66} \end{bmatrix} \quad (8.2)$$

Die dimensionslose Matrix $[M]$ beschreibt damit die Abhängigkeit der Fließspannungen von den Materialachsen, wobei die Werte der Hauptdiagonalkomponenten der Matrix die folgende Bedingung erfüllen müssen:

$$M_{jj} = \frac{\sigma_0^2}{f_j^2}, \quad j = 1 \dots 6 \quad (8.3)$$

Allerdings bleibt hier auch die Theorie nach von Mises bestehen. Daher kann keine Unabhängigkeit für alle Festigkeiten ermöglicht werden; diese müssen stattdessen eine Konsistenzbedingung erfüllen, die eine geschlossene und im Querschnitt elliptische Fließfläche gewährleistet:

$$\left(\frac{\sigma_0^2}{f_1^2}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_0^2}{f_2^2}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_0^2}{f_3^2}\right)^2 - 2 \cdot \left(\frac{\sigma_0^2}{f_1^2} \cdot \frac{\sigma_0^2}{f_2^2} + \frac{\sigma_0^2}{f_2^2} \cdot \frac{\sigma_0^2}{f_3^2} + \frac{\sigma_0^2}{f_1^2} \cdot \frac{\sigma_0^2}{f_3^2}\right) \leq 0 \quad (8.4)$$

mit: f_1 , f_2 und f_3 sind die Normalfestigkeiten in der x, y und z Richtung

Allerdings führt die Verwendung von realistischen Werten in allen drei Richtungen oftmals zur Unerfüllbarkeit der Konsistenzbedingung der Gleichung (8.4). Daher kann als Alternative die Festigkeit der Richtung, die in der jeweiligen Untersuchung nur eine sekundäre Bedeutung hat, näherungsweise so gewählt werden, dass die Konsistenzbedingung erfüllt wird. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen führt die Einbettung der tatsächlichen Werte aus den durchgeführten Prüfungen der Eingangsstoffe (vgl. Kapitel 6) zur Unerfüllbarkeit der Konsistenzbedingung. Um die Konsistenzbedingung dennoch zu erfüllen, wurde ein Wert für die Festigkeit gewählt, dessen Richtung nicht der Richtung der Schraubenachse entspricht oder nicht in der betrachteten Ebene liegt.

8.2.2.2 Verallgemeinertes Hill-Kriterium

Durch das Hill-Kriterium können zwar unterschiedliche Festigkeiten in den Materialachsen berücksichtigt werden, es erlaubt allerdings nicht die Aufnahme von unterschiedlichen Druck- und Zugfestigkeiten in einer Richtung. Shih und Lee [153] haben den Hill'schen Ansatz um einen Term erweitert, durch den das Ellipsoid parallel zur hydrostatischen Achse verschoben wird (Bild 8-2, c).

Das in ANSYS implementierte verallgemeinerte Hill-Fließkriterium kann demnach wie folgt beschrieben werden:

$$3F = \{\sigma\}^T [M] \{\sigma\} - \{\sigma\}^T \{L\} - K = 0 \quad (8.5)$$

mit: K = frei wählbarer Vergleichswert für die Festigkeiten

Für die Definition der Matrix $[M]$ sind für jeden Beanspruchungsmodus zwei Festigkeitswerte zu beachten. Die Matrix lässt sich wie folgt beschreiben:

$$M_{jj} = \begin{cases} \frac{K}{f_{j,t} \cdot f_{j,c}} & , j = 1 \text{ bis } 3 \\ \frac{K}{f_{j,s}^2} & , j = 4 \text{ bis } 6 \end{cases} \quad (8.6)$$

Der Verschiebungsvektor $\{L\}$ ist definiert als:

$$\{L\} = [L_1 \quad L_2 \quad L_3 \quad 0 \quad 0 \quad 0]^T \quad (8.7)$$

$$L_1 = M_{jj}(f_{j,t} - f_{j,c}) \quad , j=1 \text{ bis } 3 \quad (8.8)$$

Die Forderung nach plastischer Inkompressibilität wird bei Einhaltung folgender Bedingung erfüllt:

$$L_1 + L_2 + L_3 = 0 \quad (8.9)$$

Beim Einsetzen der Werte des Verschiebungsvektors aus (8.8) und der Matrix [M] aus (8.6) mit $K = 1$ in die Gleichung (8.9), wird die Konsistenzbedingung für das Fließkriterium wie folgt formuliert:

$$\frac{f_{x,t} - f_{x,c}}{f_{x,t} \cdot f_{x,c}} + \frac{f_{y,t} - f_{y,c}}{f_{y,t} \cdot f_{y,c}} + \frac{f_{z,t} - f_{z,c}}{f_{z,t} \cdot f_{z,c}} = 0 \quad (8.10)$$

Daher beschränkt diese Konsistenzbedingung die Unabhängigkeit der Festigkeitswerte weshalb diese nicht frei gewählt werden können. Die Erfüllung des Kriteriums stellt vor allem dann eine Herausforderung dar, wenn die Festigkeitswerte sich stark voneinander unterscheiden, wie das beim natürlichen Werkstoff Holz der Fall ist. Eine Lösung dieser Problematik erreicht Grosse [81] durch die Umstellung der Konsistenzbedingung. Durch diese Umstellung erfüllen die Festigkeitswerte in der nicht berücksichtigten dritten Dimension doch die Konsistenzbedingung.

Die Umstellung der Konsistenzbedingung, in der die Druckfestigkeit in tangentialer Richtung von anderen Festigkeitswerten und -parametern abhängig ist, kann wie folgt ausgedrückt werden [81]:

$$f_{z,c} = \frac{f_{z,t}}{1 - (L_1 + L_2) \cdot f_{z,t}} \quad (8.11)$$

Bild 8-2 stellt den Vergleich zwischen den unterschiedlichen Fließkriterien nach a) von Mises, b) Hill und c) das verallgemeinerte Hill-Kriterium dar.

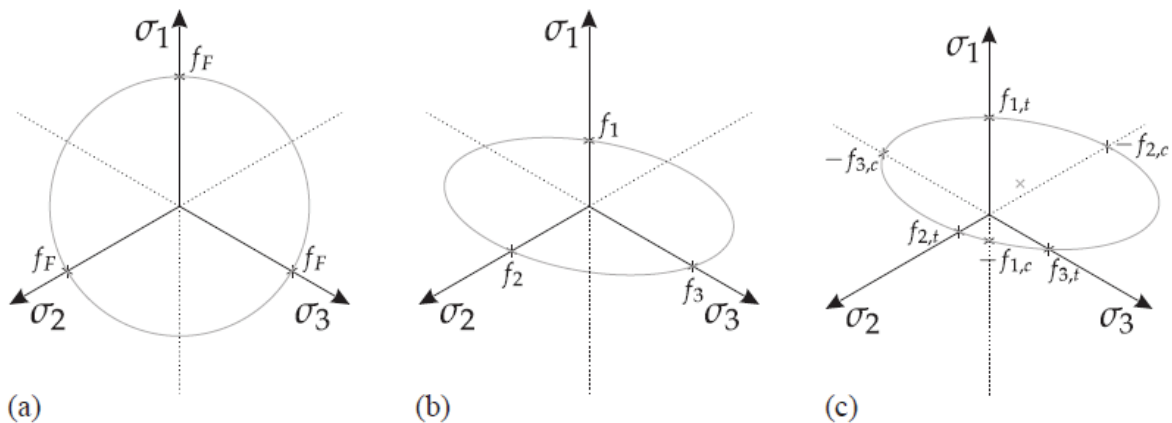


Bild 8-2: Deviatorebenen der Fließkriterien; a) von Mises, b) Hill, c) verallgemeinertes Hill, aus [81].

8.2.2.3 Allgemein gültige Festigkeitstheorie für anisotrope Materialien nach Tsai und Wu

Zur genaueren Abbildung des Bruchverhaltens von orthotropen Materialien wurde ein allgemein gültiges Fließkriterium von Tsai und Wu [172] erarbeitet. Dies resultiert aus der Tatsache, dass das Modell von von Mises und das Kriterium nach Hill sowie das verallgemeinerte Hill-Kriterium eine Unabhängigkeit des Fließkriteriums vom hydrostatischen Spannungszustand aufweisen und dadurch keine plastische Inkompressibilität nachweisen, welche die Möglichkeit eines Versagens durch eine hohe hydrostatische Belastung und Komprimierung beinhaltet. Das Fließkriterium von Tsai und Wu berücksichtigt die gesamte Dehnungsenergie (Ausdehnungs- und Verzerungsenergie) und drückt durch einen allgemeinen quadratischen Ansatz, der alle Spannungen in einer Funktion vereint, das Fließkriterium im Raum aus. Geometrisch gesehen wird das Fließkriterium im dreidimensionalen Spannungsraum als Ellipsoid dargestellt (s. Bild 8-3) und besitzt die folgende Form:

$$F = -\{\sigma\}^T \{L\} + \{\sigma\}^T [M] \{\sigma\} - 1 = 0 \quad (8.12)$$

Dabei kann das Gesetz für die allgemein gültige Festigkeitstheorie nach Tsai und Wu [172] grundsätzlich wie folgt beschrieben werden:

$$F(\sigma_{ij}) = R_i \sigma_i + R_{ij} \sigma_i \sigma_j - 1 = 0 \quad (8.13)$$

$i, j = 1, 2, \dots, 6$

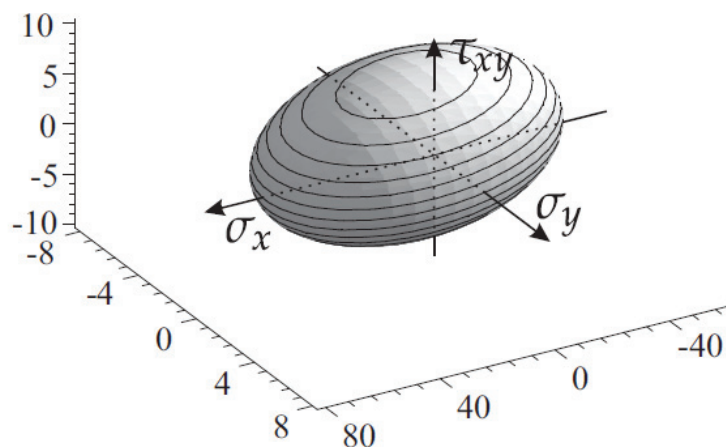


Bild 8-3: Grenzfläche der allgemein gültigen Festigkeitstheorie für anisotrope Materialien nach Tsai und Wu [172] für den Fall des ebenen Spannungszustandes, aus [81].

Demnach kann durch eine einzige Formel die Beschreibung des Bruchkriteriums erfolgen, worunter die Zusammenfassung aller denkbaren Versagenszustände des orthotropen Materials betrachtet wird [81]. Die allgemein gültige Bruchhypothese von Tsai und Wu [172] wird häufig auf Holz angewendet, da sie durch die Definition einer elliptischen Bruchfläche die Abbildung des tatsächlichen Bruchverhaltens des Holzes

weitgehend ermöglicht. Das Bruchkriterium ist auch für die Definition einer Fließfläche bei Holz geeignet, wobei sich die Maximalspannungszustände und die Grenze zwischen elastischen und plastischen Verzerrungszuständen im Wesentlichen nur bei Druckbeanspruchung quer zur Faser voneinander unterscheiden [67].

Frühere Untersuchungen von Franke [71] haben gezeigt, dass in den Simulationen von kombinierten Beanspruchungen an Holzelementen auf Grund der großen Verformungen und damit verbundener großer plastischer Deformationen Konvergenzprobleme in der numerischen Abbildung auftreten. Grund dafür ist das Ausweichen der Zellwände des porösen Materials Holz, resp. das „sich Hineinfalten“ bei plastischen Stauchungen in die Hohlräume, was mit einer Volumenabnahme verbunden ist [71]. Im Rahmen der numerischen Untersuchungen dieser Arbeit wurde angesichts der großen Verschiebungen in der Verbundschicht zur Erzielung stabiler Berechnungen das Modell von Tsai und Wu [172] angewendet und durch in ANSYS verfügbare Materialgesetze das Tragverhalten realistisch abgebildet.

8.2.3 Materialmodell für Stahl

Die Materialbeschreibung von Stahl kann zutreffend über eine elasto-plastische Formulierung nach von Mises mit isotroper Verfestigung nach Erreichen der Streckgrenze erfolgen. Für den uniaxialen Spannungszustand reduziert sich die Formulierung der Fließbedingung auf zwei Punkte, die durch die Fließspannungen σ_{sy} und die dazugehörige negative Größe $-\sigma_{sy}$ gebildet werden. Die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungsbeziehungen (vgl. Kapitel 6) der Schrauben wurden für die numerischen Simulationen durch bilineare Formulierungen idealisiert. Die verwendeten Materialkennwerte können der Tabelle 6-1 im Kapitel 6 entnommen werden. Eine Zusammenstellung der verwendeten Materialfestigkeiten und Elastizitätszahlen für Stahl findet sich im Anhang A4.

8.2.4 Materialmodelle zur Abbildung des Verbundtragverhaltens

In den numerischen Untersuchungen zur Abbildung des Verbundtragverhaltens mit dem Programm ANSYS [8] wurden die anisotropen Eigenschaften des Werkstoffes Holz abgebildet, sowie die kohäsive Zonen-Modellierungs-Technik zur Abbildung des Verbundtragverhaltens im dreidimensionalen Modell angewendet und mittels unterschiedlicher Rechenalgorithmen verifiziert.

Bei der Abbildung der nichtlinearen Spannungs-Verschiebungs-Beziehung sowohl in der Verankerungszone als auch entlang der Übertragungszone der Schrauben wurden zwei Mechanismen verwendet. Die beiden Mechanismen wurden in den nichtlinearen Berechnungen zur Simulation des Versagens der Verbundzone und der dabei vorhandenen lokalen Abtrennung und Verschiebung in der Verbundzone in die dreidimensionalen Modelle implementiert.

Im Folgenden werden die Grundlagen der kohäsiven Zonen-Modellierungs-Technik erläutert und Rückschlüsse auf die numerischen Modelle zusammengefasst.

Modell der kohäsiven Zone

Die Abbildung des entfestigenden Materialverhaltens des Fließbereiches kann in der kohäsiven Zone, die eine schmale Versagenszone formuliert, durch das Konzept der kohäsiven Risse ermöglicht werden. In den 60er Jahren wurde zum ersten Mal in den Modellen von Dugdale [59] und Barenblatt [19] (s. Bild 8-4) auf die in der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) vorhandene Spannungssingularität an der Risspitze verzichtet und der Riss in einen spannungsfreien Bereich sowie einen Bereich mit endlicher kohäsiver Spannungsbelastung unterteilt [36]. Mit Hilfe einer Annäherung wird der Schädigungsprozess in der schmalen Zone durch fiktive Rissflächen ersetzt. Diese können bis zur vollständigen Trennung der Rissufer Spannungen übertragen, wodurch eine Relativverschiebung des Interfaces mit der Weiterentwicklung der Bruchprozesszone ermöglicht wird. Die Bruchprozesszone lässt sich in ihrer Länge und Breite nicht durch die Zone, in der sichtbare Mikrorisse auftreten, begrenzen.

In ANSYS [8] sind zwei Modelle zur Abbildung der kohäsiven Zone implementiert: Das erste Modell bedient sich sog. programmierbarer Interface-Elemente, die das Verhalten und die Verschiebung durch masselose Elemente abbilden. Dabei wird die Relativverschiebung der Schnittstellen durch eine nichtlineare Spannungs-Relativverschiebungs-Beziehung dargestellt. Alternativ bietet ANSYS ein zweites Modell zur Abbildung der Kontaktzone mittels sog. „Contact-Elements“ an, in das eine bilineare Beziehung zwischen der Schubspannung und der Relativverschiebung integriert ist. Durch die aktive Zielverfolgung kann eine Verbundschädigung bei Belastung und Entlastung nachgebildet werden.

Im Folgenden werden die Grundlagen der beiden Modelle beschrieben:

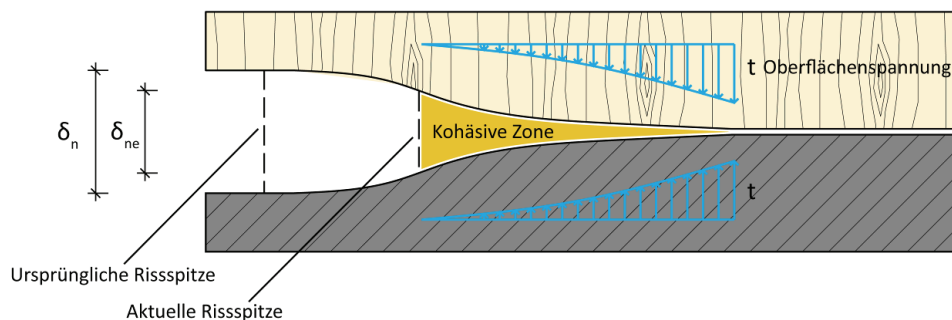


Bild 8-4: Grafische Darstellung der kohäsiven Zone mit der Rissentwicklung im Risspitzenbereich der Mantelfläche zwischen Schraube und Holz.

Modellierung der kohäsiven Zone mit Interface Elementen

Hierbei erfolgt die Abbildung der Trennung und Verschiebung in der Längs- und Querebene der Elemente in der kohäsiven Zone mittels dafür entwickelten Elementen, sog. „Interface-Elementen“. Die Interface-Elemente sind gewichtslos (no mass element), die keine Dicke aufweisen sondern lediglich das Verhalten und die physikalischen Eigenschaften abbilden. Die Verschiebungsmechanismen und die dabei dissipierte Energie werden in diesen Elementen durch die Verzerrung, sowie die Übertragung der Spannung ermöglicht (s. Bild 8-5).

Das Materialmodell zur Abbildung der kohäsiven Zone mit Interface Elementen verwendet eine exponentielle Beziehung (s. Bild 8-6, rechts) zwischen den Verschiebungen und den Spannungen in den Elementen, die auf den Grundlagen des kohäsiven Zonenmodells nach Xu und Needleman [182] aufgebaut ist und die Verschiebung mittels eines Oberflächenpotentials abbildet. Im Gegensatz zu den normalen Verfahren, in denen eine Verminderung der Beziehung zwischen der Spannung und der Relativverschiebung durch eine Entfestigungsfunktion durchgeführt wird, verwendet das Materialmodell mit Interface Elementen eine exponentielle Oberflächenfunktion, durch die im Fall der Überschreitung der kritischen Bruchenergie eine massive Abminderung des Widerstandes erfolgt. Allerdings verwendet das Materialmodell das Oberflächenpotential als Verhältnis von Interfacespannungen und Relativverschiebung sowohl in normaler als auch in tangentialer Richtung (vgl. XU und Needleman [182]). Dadurch wird die Verschiebung in dem Materialmodell mittels einer Trennung in dem Material, die durch ein lokales Überschreiten der Spannung hervorgerufen wird, ausgedrückt. An dieser Stelle führt dies zu einem lokalen Versagen in der Kontaktfläche.

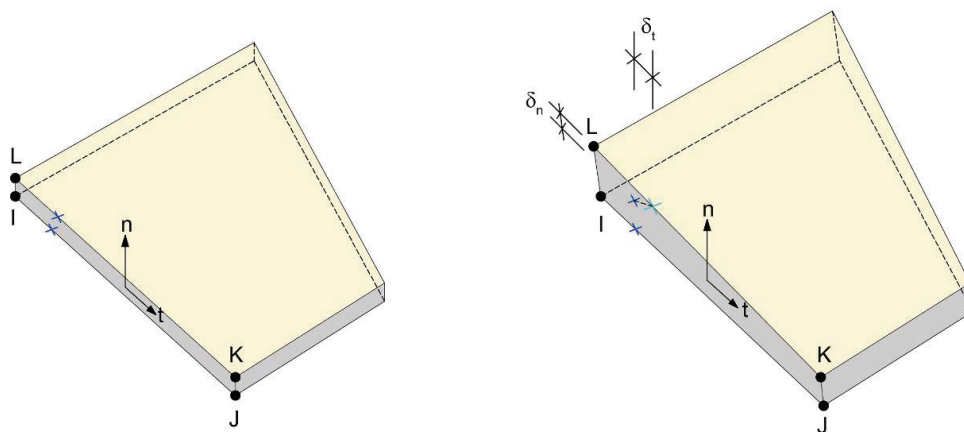


Bild 8-5: Grafische Darstellung der Interface-Elemente im unverformten (links) und verformten Zustand, ANSYS [8].

Die in ANSYS [8] verwendeten Elemente wurden anhand der theoretischen und numerischen Untersuchungen von Xu und Needleman [182] entwickelt. Xu und Needleman haben unterschiedliche Verfahren erarbeitet, in denen die Beziehung zwischen der Relativverschiebung und Spannung abgebildet und die dabei trans-

formierten Spannungsanteile quantitativ in einem Rechenverfahren ermittelt werden. Die zugrundeliegende Theorie beruht auf der Annahme, dass molekulare kohäsive Kräfte im Bereich der Rissspitze wirken.

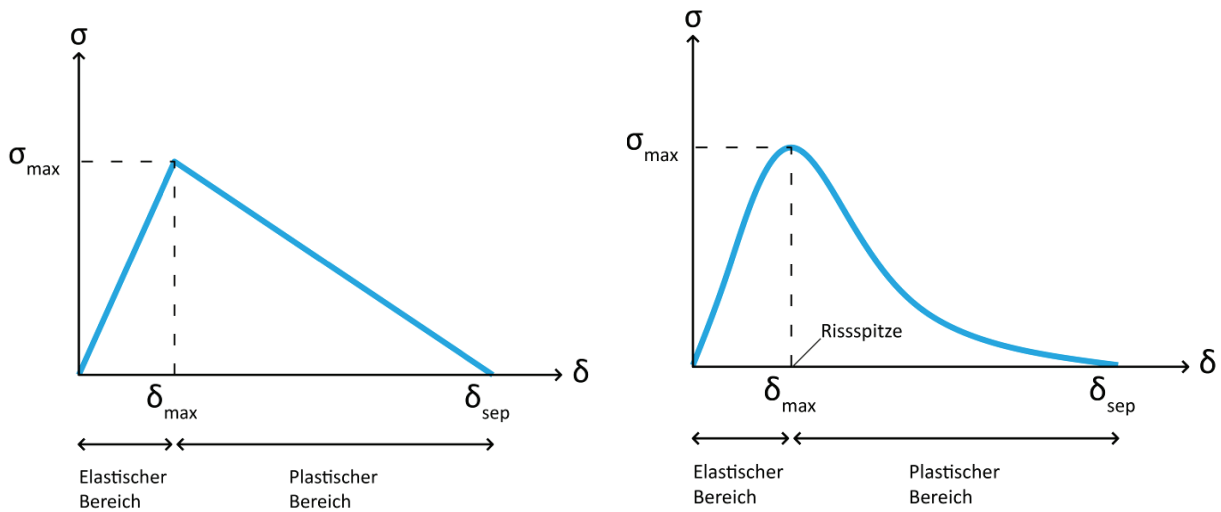


Bild 8-6: Grafische Darstellung des bilinearen Ansatzes (links) und des exponentiellen Ansatzes (rechts) zur Abbildung des Entfestigungsprozesses.

Im Folgenden werden die wichtigsten Schritte dieses Verfahrens erläutert:

Die Relativverschiebung der Kontaktzonen wird im ersten Schritt durch einen Ablösungsmechanismus des Materials in einem lokal begrenzten Bereich beschrieben. Der Ablösungsprozess der verbundenen Elemente ist durch die Beziehung zwischen der kohäsiven Zugkraft (T) und der Kontaktablösung (δ) (relative Verschiebung entlang der Kontaktfläche von Schraube und Holz) charakterisiert. Die mathematische Beschreibung der Materialablösung in diesem Modell wird durch das Oberflächenpotenzial $\phi(\delta)$ definiert (Gleichung 8.14), das die Zugkraft an der Kontaktfläche in Relation zu den relativen Tangential- und Normalverschiebungen δ_n und δ_t entlang der Kontaktflächen darstellt [181], [182].

$$\phi(\delta) = e \sigma_{\max} \overline{\delta_n} [1 - (1 + \Delta_n) e^{-\Delta_n} e^{-\Delta_t^2}] \quad (8.14)$$

$$\Delta_t = \delta_t / \overline{\delta_t}, \quad \Delta_n = \delta_n / \overline{\delta_n}, \quad e = \exp(1) = 2,71828 \quad (8.15)$$

mit:

$$\begin{array}{ll} \sigma_{\max} & \text{maximale Zugspannung in der kohäsiven Zone} \\ \overline{\delta_n} & \text{Verschiebung normal zum Interface für } \delta_t = 0 \end{array}$$

$\overline{\delta_t}$ Interfaceverschiebung infolge von Schub bei maximaler Schubspannung für $\delta_t = \frac{\sqrt{2}}{2} \overline{\delta_t}$

Die erste Ableitung der Gleichung (8.14) nach den Verschiebungen sowohl in der normalen als auch in der tangentialen Richtung führt zur Bestimmung der Spannungen für $\delta < \delta_{\max}$ in Abhängigkeit von normaler und tangentialer Rissöffnung mit folgender Formel:

$$T_t = \frac{\partial \phi(\delta)}{\partial \delta_t} = 2e\sigma_{\max} \frac{\overline{\delta_n}}{\overline{\delta_t}} \Delta_t (1 + \Delta_n) e^{-\Delta_n} e^{-\Delta_t^2} \quad (8.16)$$

$$T_n = \frac{\partial \phi(\delta)}{\partial \delta_n} = e\sigma_{\max} \Delta_n e^{-\Delta_n} e^{-\Delta_t^2} \quad (8.17)$$

Dabei kann die geleistete Arbeit während des Ablösungsprozesses in der normalen und in der tangentialen Richtung wie folgt beschrieben werden:

$$\phi_n = e\sigma_{\max} \overline{\delta_n} \quad (8.18)$$

$$\phi_t = \sqrt{2e}\tau_{\max} \overline{\delta_t} \quad (8.19)$$

Durch die exponentielle Beziehung zwischen den Verschiebungen und den Spannungen können nichtlineare Schubspannungsverteilungen im Interface abgebildet werden, durch welche der Verlauf der Verbundspannungen in der Verankerungszone der Schraube wiedergegeben werden kann. Die Parameter des Modelles lassen sich anhand experimenteller Untersuchungen bezüglich der Spannungen und Relativverschiebungen festlegen.

Modellierung der kohäsiven Zone mit Contact Elementen:

In ANSYS [8] ist weiterhin ein Modell zur Abbildung der Dekohäsion und der dabei auftretenden Spannungen und Relativverschiebungen implementiert. Der Schädigungsprozess und die dadurch verursachten Trennungen und Verschiebungen bis zum Bruchzustand wurden in dem Modell in einer sukzessiven Kettenreaktion durch die Kontakttechnologie abgebildet. Dabei erfolgt die Beschreibung der Relativverschiebung zwischen den Elementen durch eine Entfestigungsfunktion.

Der bilineare Ansatz nach Alfano und Crisfield [3] (s. Bild 8-6, links) bildet die Grundlage für die numerische Abbildung der Rissinitialisierung und des anschließenden Risswachstums in ANSYS mit sog. „Contact Elements“. Die direkte Ablösung der Knotenverbindungen durch die Kontakttechnologie veranlasst eine Festigkeitsdegrada-

tion, die pfadabhängig gesteuert werden kann. Dabei werden der lineare elastische Belastungsbereich und die lineare plastische Entfestigung des Materials in diesem Modell durch ein Materialgesetz, das die Spannung in Abhängigkeit von der Grenzverschiebung der elastischen und plastischen Bereiche der Kontaktelemente beschreibt, festgelegt (vgl. Bild 8-6, links). Die Kontaktsteifigkeiten und die zulässigen Kontaktdeformationen, normal und tangential zum Risspfad, stellen die materialspezifischen Entfestigungsparameter dar, die der Schädigungsprozess bis zur Rissinitialisierung abbildet, dar.

Bild 8-7 stellt exemplarisch das bilineare Materialgesetz am Bruchmodus I dar, das in den Kontaktelementen implementiert ist. Der lineare elastische Bereich bis zum Erreichen der Grenzspannung ist dabei mit der Linie (OA) dargestellt und die anschließende Entfestigung bis zum Lösen der Kontaktverbindung mit der Linie (AC) [9], [71]. Die Gleichungen (8.20) und (8.21) zeigen die mathematische Beschreibung des Materialgesetzes. Die Linie (OB) bildet eine anschließende Wiederbelastung nach vorheriger Entlastung ab.

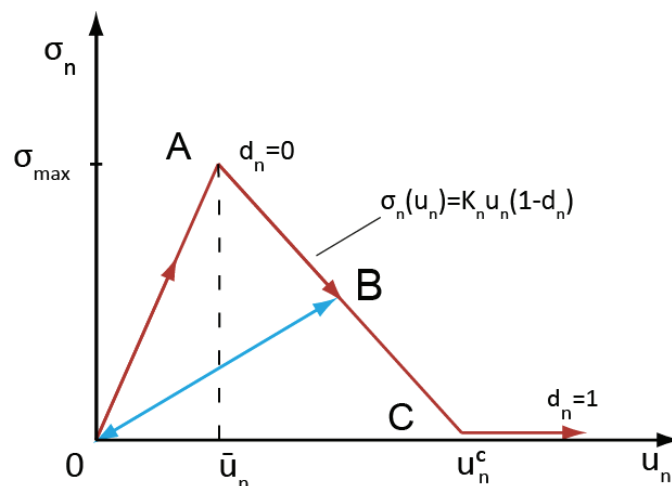


Bild 8-7: Materialgesetz der kohäsiven Zone für den Bruchmodus I, ANSYS [8].

$$\sigma_n = k_n u_n (1 - d_n) \quad (8.20)$$

mit:

- σ_n normale (normal zur Kontaktfläche) Kontaktspannung (Zug)
- k_n normale Kontaktsteifigkeit
- u_n Verschiebung normal zur Kontaktfläche (Verzerrung)
- u_n^c Verschiebung normal zur Kontaktfläche (Verzerrung)
beim Lösen der Kontaktverbindung

d_n Entfestigungsparameter

Der Entfestigungsparameter im Bruchmodus I kann wie folgt beschrieben werden:

$$d_n = \left(\frac{u_n - \bar{u}_n}{u_n} \right) \left(\frac{u_n^c}{u_n^c - \bar{u}_n} \right) \quad (8.21)$$

In dem linear- elastischen Bereich ist der Entfestigungsparameter gleich null ($d_n = 0$). Für den linearen Entfestigungsbereich ergibt sich daher der Wert für d_n in Abhängigkeit von der Verzerrung u_n wie folgt:

$$0 < d_n < 1 \quad \text{für} \quad \Delta_n = \frac{u_n}{u_n^c} > 1 \quad (8.22)$$

Die kritische Bruchenergie aus den normal zur Kontaktfläche resultierenden Spannungen kann daraufhin mit der Formel (8.23) berechnet werden.

$$G_{cn} = \frac{1}{2} \sigma_{\max} u_n^c \quad (8.23)$$

mit

$\sigma_{\max}$ maximale normale Kontaktspannung

Die aktuellen Versionen von ANSYS können somit sowohl Beanspruchungsanalysen im Bruchmodus I (Aufreißen) als auch in Bruchmodus II (Scheren) abbilden und darüber hinaus in mehreren Bruchmodi gleichzeitig analysieren.

Diese Belastung wird als “Mixed-Modus“ bezeichnet, wobei das Lösen des Kontaktes über die normale und tangential Belastung erfolgt.

$$\sigma_n = k_n u_n (1 - d_m); \quad \tau_t = k_t u_t (1 - d_m) \quad (8.24)$$

In der Gleichung (8.24) stellt d_m einen Interaktions-Entfestigungsparameter zur Berücksichtigung der kombinierten Beanspruchung aus normaler und tangentialer Spannung dar.

$$d_m = \left(\frac{\Delta_m - 1}{\Delta_m} \right) \chi \quad (8.25)$$

mit

$$\begin{aligned} & \begin{cases} d_m = 0 & \text{für} & \Delta_m \leq 1 \\ 0 \leq d_m \leq 1 & \text{für} & \Delta_m > 1 \end{cases} \\ & \Delta_n = \sqrt{\Delta_n^2 + \Delta_t^2} \quad ; \quad \chi = \left(\frac{u_n^c}{u_n^c - \bar{u}_n} \right) = \left(\frac{u_t^c}{u_t^c - \bar{u}_t} \right) \end{aligned} \quad (8.26)$$

Im Mixed-Modus entspricht die kritische Bruchenergie aus den normalen Kontaktspannungen den tangentialen Kontaktspannungen. Ferner erfolgt das Lösen des Kontaktes bei Erreichen der materialspezifisch kritischen Energiefreisetzungsrate resp. bei vollständiger Energiedissipation im Element [71], wobei die folgende Bedingung erfüllt werden muss:

$$\left(\frac{G_n}{G_{cn}} \right) + \left(\frac{G_t}{G_{ct}} \right) = 1 \quad (8.27)$$

mit

- G_n Bruchenergie aus den normalen Kontaktspannungen
- G_t Bruchenergie aus den tangentialen Kontaktspannungen
- G_{cn} kritische Bruchenergie aus den normalen Kontaktspannungen
- G_{ct} kritische Bruchenergie aus den tangentialen Kontaktspannungen

8.3 Simulation der Verbundtragwirkung

8.3.1 Modellbeschreibung

Die modellierten Versuchskörper der Auszieh- und Lasteinleitungsversuche, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, sind im Bild 8-8 und im Bild 8-10 dargestellt.

Durch die Symmetriebedingung in der Längs- und Querrichtung wurde lediglich ein Viertel der Probe beim Einschrauben parallel und senkrecht zur Faserrichtung im Modell abgebildet. Entscheidend für die realistische Abbildung des Tragverhaltens ist die Wiedergabe der Materialeigenschaften und des Verbundverhaltens in der Holzmantelfläche der Schrauben, wobei die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften im Druck und Zug sowie in der faserparallelen und –senkrechten Richtung zu implementieren sind.

In den endgültigen Modellen, die durch nicht-lineare und dreidimensionale Finite-Elemente-Berechnungen mit dem Programm ANSYS durchgeführt wurden, wurden die Versuchskörper durch Volumenelemente und das Verbundverhalten durch Interface-Elemente [8] beschrieben. Die Interface-Elemente sind in der Lage, mit einem nicht linearen Materialgesetz, das die Beziehung zwischen der Zugfestigkeit und der Verschiebung durch einen exponentiellen Ansatz nach Xu und Needleman [170] (vgl. Abschnitt 8.2.4) ableitet, die Relativverschiebung anhand der vorhandenen Reibkräfte abzubilden. Ferner wurden die Schrauben als Volumenelemente wiedergegeben und die Anisotropie des Holzes durch Volumenelemente mit den entsprechenden Materialgesetzen implementiert.

Die Parameter der masselosen Interface-Elemente wurden abhängig von den Ergebnissen der Pull-Out Versuche mit einer Verbundlänge von 20 d festgelegt. Es wurde davon ausgegangen, dass die Radialbelastung aus Relativverschiebung der Interface-

Elemente die Spannung im umgebenden Holz generiert. Die Materialeigenschaften von Brettschichtholzelementen unterliegen mitunter starken Schwankungen, weshalb die realistische Implementierung der Materialfestigkeiten eine weitere Herausforderung darstellt. Die Anisotropie des Holzes kann mit Hilfe eines orthotropen Materialmodells simuliert werden. Der Zustand der elastischen Belastung konnte mit der Einführung von neun unabhängigen Materialparametern, die sich je nach Anforderung des Materialtests anpassen lassen, dargestellt werden. Zur Vereinfachung der Ausgangswerte wurden stets dieselben Werte für die Radial- und Tangentialrichtung angenommen. Dadurch konnte die Zahl der Parameter auf sechs reduziert werden. Über den elastischen Belastungszustand hinaus wurde das anisotrope Materialmodell aus der ANSYS Software verwendet, das neun zusätzliche Parameter benötigt. Die Parameter funktionieren auf Grund der Inkompressibilitätsbedingung in der Formulierung des Leistungskriteriums, die auf der generalisierten Hill Theorie basiert, nicht komplett unabhängig voneinander (vgl. Abschnitt 8.2.2.2).

8.3.2 Abbildung der Versuche

Zur Untersuchung der einzelnen Versuchsparameter wurden ausgehend von den Grundmodellen der Ausziehversuche Parameterstudien zur Festlegung der Materialeigenschaften der Interface-Elemente bzw. zur Festlegung der Hauptparameter des Materialgesetzes durchgeführt. Die Parameterstudien haben sich auf die Proben mit einer Einbindelänge von 20 d und einem Winkel zur Faserrichtung von 90° beschränkt.

Die im Rahmen der numerischen Simulationen zur Abbildung der experimentellen Untersuchungen verwendeten Materialfestigkeiten und Elastizitätszahlen sind im Anhang A4 zusammengefasst.

Pull-Out Versuche

Mit Hilfe der numerischen Simulation der Pull-Out Versuche mit dem dreidimensionalen, nichtlinearen FE-Modell sollen die Mechanismen der Kraftübertragung und Verteilung der Verbundspannung entlang der Einbettungslänge der Schraube entschlüsselt werden. Durch die Implementierung eines Verbundgesetzes in den Interface-Elementen soll das Tragverhalten wirklichkeitsnah erfasst werden; weiterhin soll in der Abbildung des anisotropen Tragverhaltens des Holzes eine möglichst wirklichkeitsnahe Reproduzierbarkeit des Streubereichs der Versuche erlaubt werden. Der modellierte Probenausschnitt der Ausziehversuche ist in Bild 8-8 dargestellt.

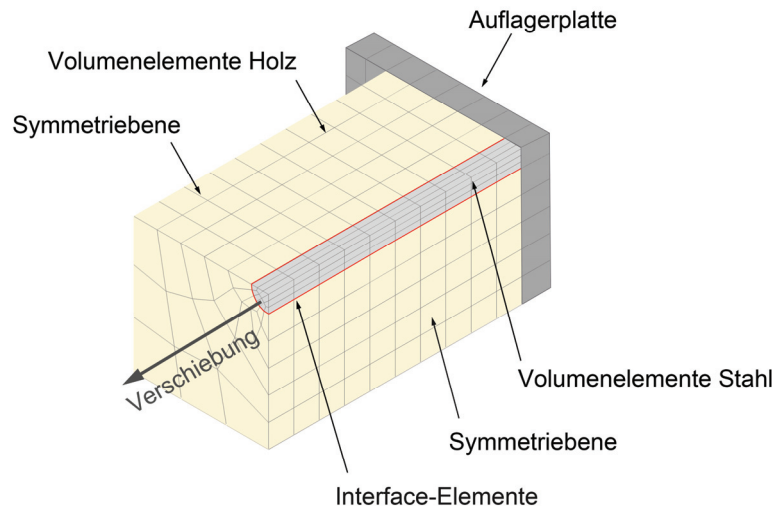


Bild 8-8: Modellierter Probenschnitt der Ausziehversuche (P-90-12-60-1).

Mit dreidimensionalen, nichtlinearen Finite-Elemente-Modellen wurden die Ausziehversuche nachgerechnet und die Tragmechanismen hergeleitet. Durch Vorgabe einer Verschiebung in der axialen Richtung der Schrauben wurde die Belastung weggesteuert angebracht. Bild 8-9 zeigt die Ergebnisse der Simulation der Ausziehversuche im Hinblick auf die erste Hauptspannung σ_1 in dem letzten Berechnungssinkrement. Nachdem die Finite-Elemente-Modelle an den Ergebnissen der Ausziehversuche mit einer Einbettungslänge von $20 d$ und einem Winkel zur Holzfaserrichtung von 90° kalibriert sind, werden systematische Parameteruntersuchungen mit Variation der Schraubendurchmesser und der Winkel zur Holzfaserrichtung durchgeführt. Die erste Hauptspannung und die Schubspannung τ für die Lasteinleitungsversuche zeigt Bild 8-11. Die Abbildung stellt die Spannungsverteilung in Bezug auf den Winkel zur Faserrichtung dar.

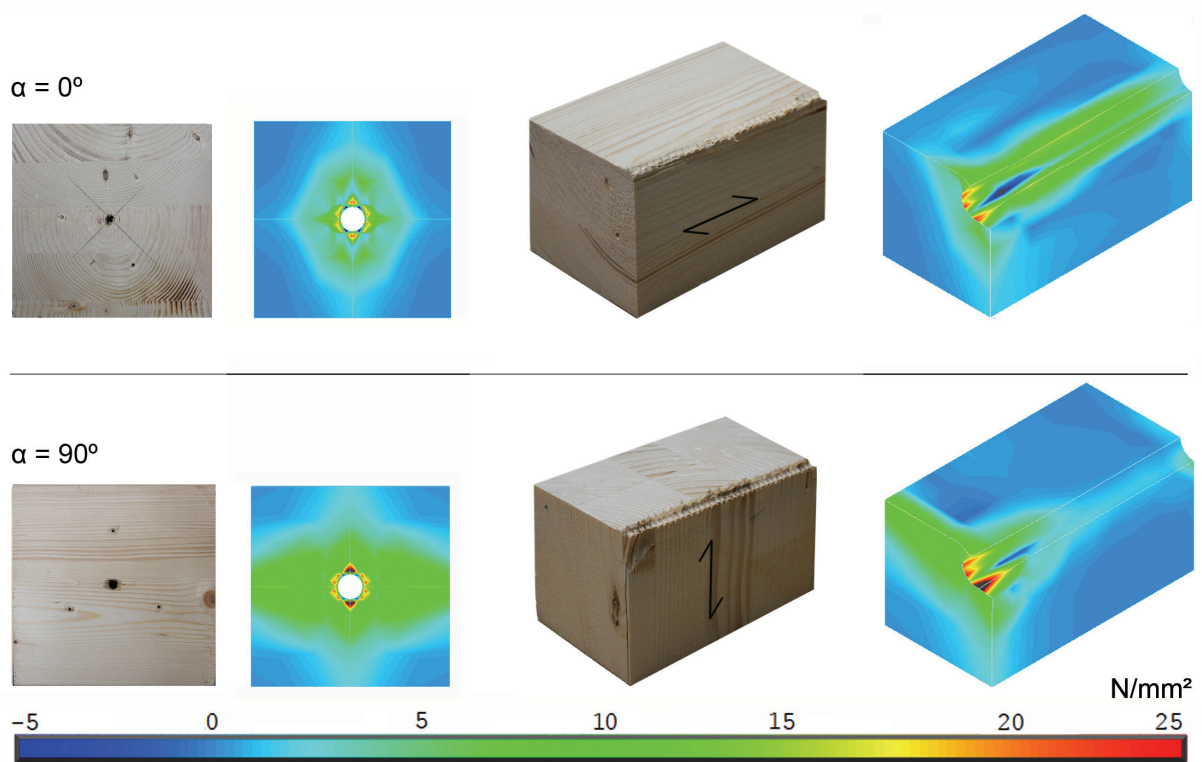


Bild 8-9: Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 in den Probekörpern der Ausziehversuche unter der gleichen Belastung parallel (oben) und senkrecht (unten) zur Holzfaserrichtung. Schnitt am Lasteinleitungsende der Proben (links) sowie an den Symmetrieebenen (rechts).

Lasteinleitungsversuche mit einer Schraube unter Zugbelastung

Im Finite-Elemente-Modell [16] wurden die Versuchskörper dreidimensional durch Volumenelemente abgebildet. Für alle Holz- und Stahlelemente wurden isoparametrische Volumenelemente mit 8-Knoten (3D-Hexaeder) verwendet. Zur Modellierung des Verbundtragverhaltens dienten Interfacelemente (4-Doppelknoten Flächenelement). Zur Abbildung des Verbundtragverhaltens der Schraube wurde im Rahmen der Arbeit eine von der Normalspannung senkrecht zum Interfacelement abhängige Verbundspannungs-Relativverschiebungs-Funktion zur Abbildung von Verbundspannungen implementiert.

Anhand der Kalibrierungen der dreidimensionalen Ausziehversuchsmodelle wurden die Modelle zur Abbildung der Kraftübertragung und Lastausbreitung in den Lasteinleitungsversuchen mit einer Schraube weiterentwickelt. Bild 8-10 stellt das Modell dar.

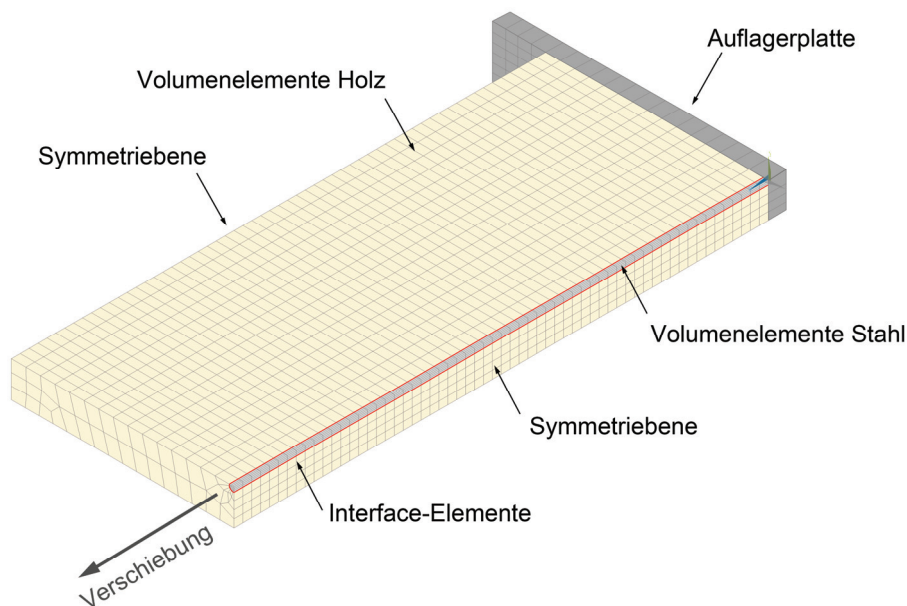


Bild 8-10: Modellierter Probenschnitt der Lasteinleitungsversuche (LS-1-90-12-1).

Zur Abbildung des Verbundtragverhaltens wurde auch die Schubspannungs-Relativverschiebungs-Beziehung in den Interface-Elementen eingebettet, die durch eine Regressionsanalyse der Ergebnisse der Pull-Out Versuche ermittelt wurde. Sowohl die Parameter des orthotropen Materialmodells des Brettschichtholzes als auch die des Materialmodells von Stahl entsprechen hierbei den in den Simulationen der Pull-Out Versuche verwendeten Parametern.

Die erste Hauptspannung σ_1 und die Schubspannung τ für die Lasteinleitungsversuche unter Zugbelastung zeigt Bild 8-11. Die Abbildung stellt die Spannungsverteilung in Bezug auf den Winkel zur Faserrichtung von 0° und 90° dar.

Im Vergleich zu den gemessenen Dehnungen und Verzerrungen anhand des 3D-fototoptischen Messsystems kann für die betrachteten Versuchskörper mit Einschraubwinkeln von 0° und 90° zur Holzfaserrichtung eine zufriedenstellende Übereinstimmung festgestellt werden, wohingegen sich in anderen Berechnungen teilweise größere Abweichungen ergaben.

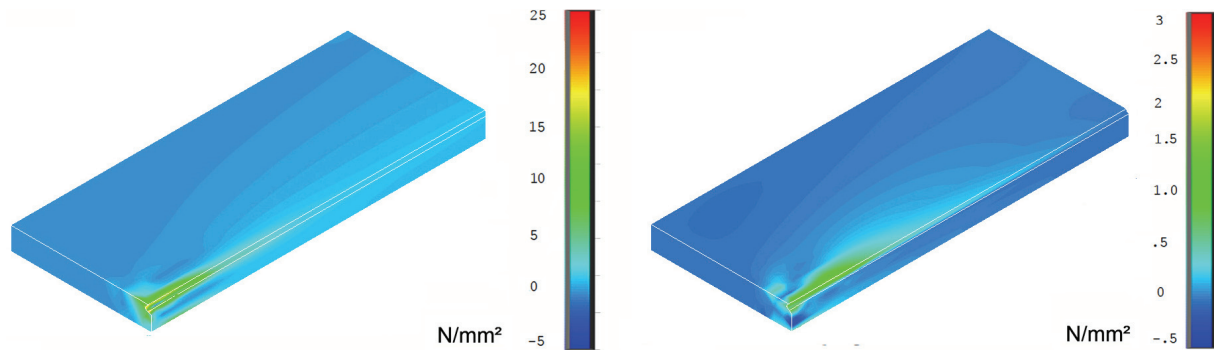
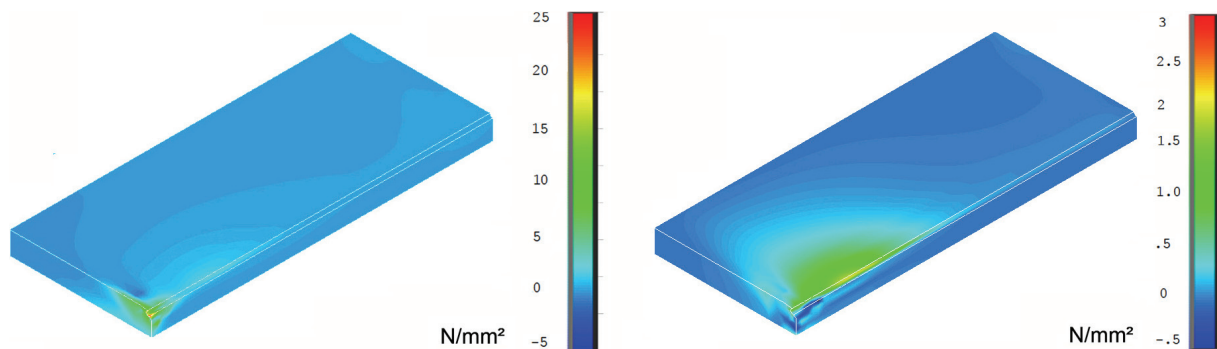
$\alpha = 0^\circ$  $\alpha = 90^\circ$ 

Bild 8-11: Schnitt an den Symmetrieebenen der Probekörper der Lasteinleitungsversuche mit einer Schraube unter der gleichen Belastung parallel (oben) und senkrecht (unten) zur Holzfaserrichtung, Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 (links); Verlauf der Schubspannung τ (rechts).

8.3.3 Bewertung der durchgeführten Simulationen

Die in diesem Kapitel vorgestellten Versuchsnachrechnungen zeigen, dass das Programmsystem ANSYS das Verbundtragverhalten relativ genau abbilden kann. Die gemessenen und berechneten Dehnungen der Holzoberfläche unmittelbar an der Schraube sowie die Relativverschiebungen der Schraube in den Lasteinleitungsversuchen beim Einschrauben senkrecht zur Faserrichtung stimmen gut überein. Die Dehnungen außerhalb der Verbundzone und die Relativverschiebungen der Schraube vor allem bei anderen Einschraubwinkeln zur Holzfaserrichtung werden dagegen nur unzureichend abgebildet. Da jedoch der Verbundbereich und das Verformungsverhalten gut erfasst wird, kann davon ausgegangen werden, dass das Programm mit den verwendeten Elementen „Interface-Elements“ zur Abbildung des Verbundtragverhaltens die Verformungen und den Lastabtrag ebenfalls zutreffend abbildet. Das verwendete Programmsystem sowie die Bestimmung der Materialparameter und die Modellierung erscheinen somit für die Durchführung von Parameterstudien zur weiteren Untersuchung des Verbundverhaltens von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholz geeignet. Im Gegenteil dazu muss das Materialmodell für Holz noch verbessert werden.

9. Modell zur Beschreibung der Kraftübertragung bei mit Vollgewindeschrauben bewehrten Brettschichtholzbauteilen

9.1 Allgemeines

Zur Beurteilung aktueller Bemessungsansätze für den Auszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben werden die experimentell ermittelten Auszieh Widerstände der Schrauben sowohl mit den rechnerischen Werten nach DIN 1052:2008 [50] bzw. Eurocode 5 (DIN EN 1995-1-1:2010-12 [53]) und SIA 265:2003 [156] als auch mit Werten aus den bauaufsichtlichen Zulassungen der Schrauben, die das Einschrauben mit kleinen Winkeln zur Faserrichtung erlauben (z. B. [4] und [5]), verglichen (Bild 9-1 und Bild 9-2). Die Ansätze wurden in Abschnitt 3.3 näher beschrieben und die Beschränkungen im Bezug auf die Einschraubwinkel und die Durchmesser der Schrauben erläutert. Dabei ist die entscheidende Größe zur Berücksichtigung des unterschiedlichen Verbundverhaltens der Winkel zur Faserrichtung α . Da die Ansätze von einer gleichmäßigen Verteilung der Verbundspannung entlang der effektiven Einschraubtiefe (l_{ef}) ausgehen, ergeben sich rechnerisch auf Grund der näherungsweise als linear betrachteten Abhängigkeiten in den Formeln (vgl. Kapitel 3, Abschnitt 3.3) zur effektiven Einschraubtiefe (l_{ef}) etwa parallele Kurven in den Vergleichsdiagrammen.

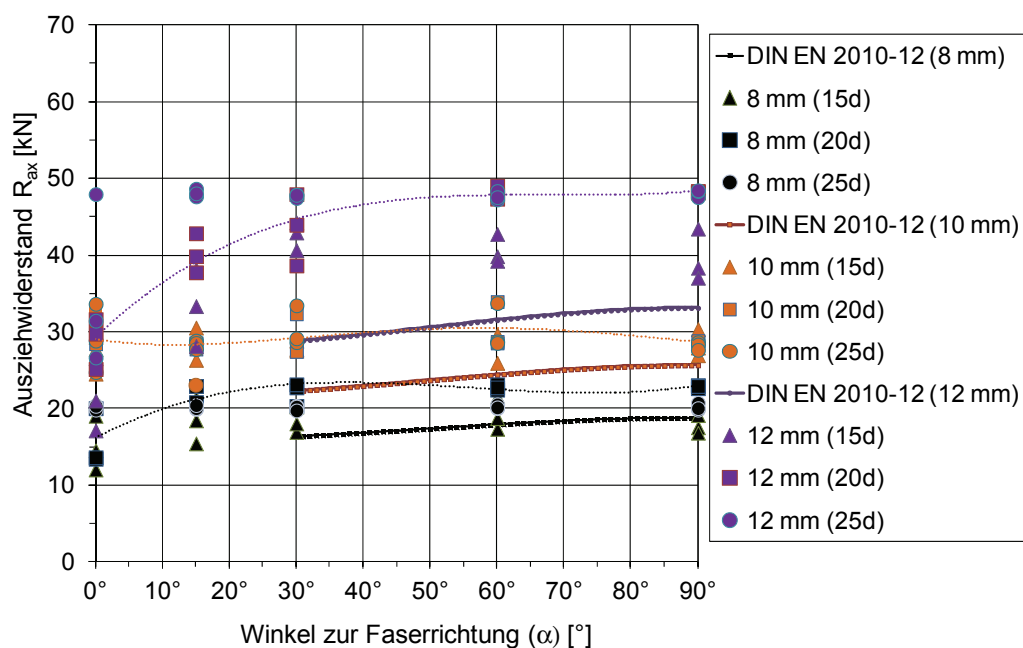


Bild 9-1: Vergleich des Auszieh Widerstands R_{ax} nach Eurocode 5 (DIN EN 1995-1-1:2010-12 [53]) für $l_{ef} = 20 d$ mit den Versuchswerten der Ausziehversuche.

Analog zu anderen Untersuchungen zum Ausziehverhalten von Vollgewindeschrauben mit kurzen Einbindelängen ([29], [134]) zeigen die Versuchsergebnisse, dass der Auszieh Widerstand der Schrauben nicht linear zur Einbindelänge zunimmt. Da die beiden Normen DIN EN 1995-1-1:2010-12 [53] und SIA 265:2003 [156] von einem linearen

Verhältnis zur Einschraubtiefe ausgehen, lassen Bild 9-1 und Bild 9-2 die Zunahme der internen Differenzen der Ergebnisse zu den Normwerten in Abhängigkeit von den Einbindelängen der Schrauben deutlich erkennen.

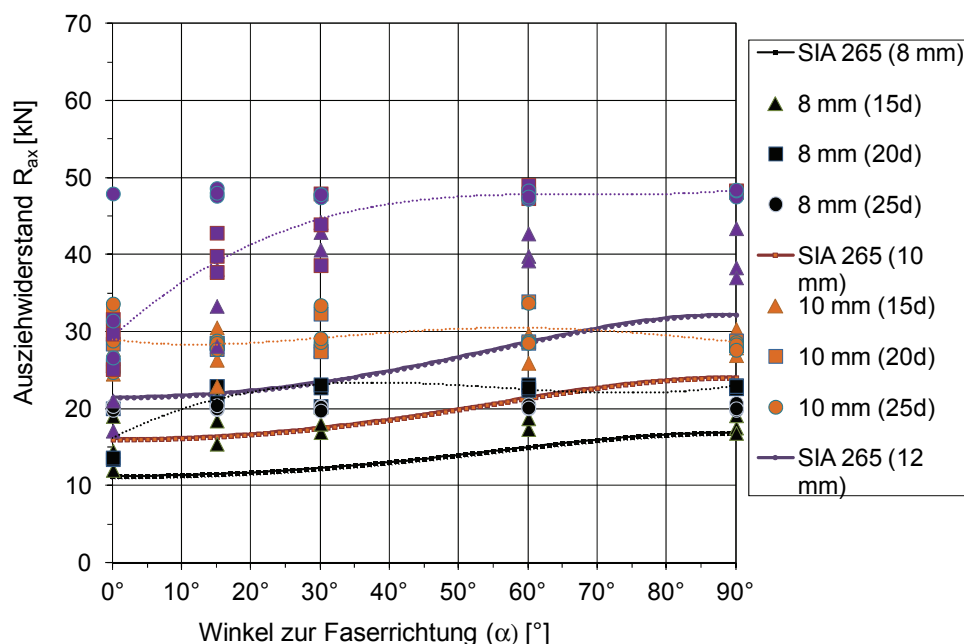


Bild 9-2: Vergleich des Auszieh Widerstands R_{ax} nach SIA 265:2003 [156] für $l_{ef} = 20 d$ mit den Versuchswerten der Ausziehversuche.

Zur Orientierung werden hierbei die Ergebnisse der Ausziehversuche mit den rechnerischen Werten aus der DIN 1052:2008 [50] für Schrauben mit einem Gewinde nach der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [5] gegenübergestellt.

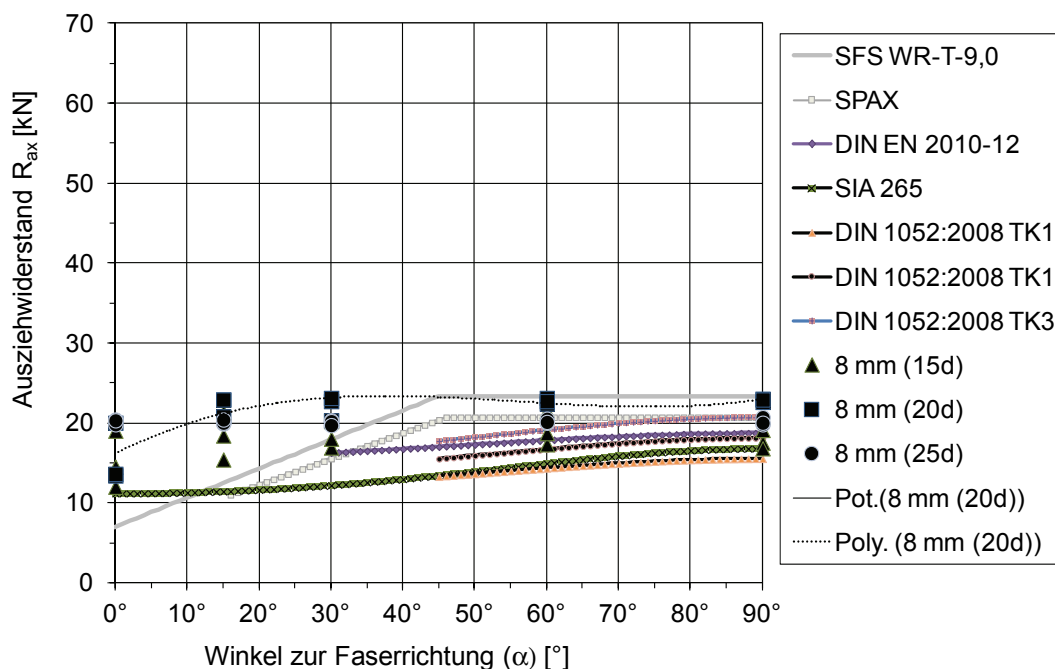


Bild 9-3: Vergleich des Auszieh Widerstands R_{ax} der Schrauben nach Normen und allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für $l_{ef} = 20 d$ mit den Versuchswerten der Ausziehversuche für einen Schraubendurchmesser von 8 mm.

Die Abbildungen 9-3, 9-4 und 9-5 stellen den Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Durchmesser 8 bzw. 10 und 12 mm dar. Da die Verwendung der Vollgewindeschrauben i. d. R. durch allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen geregelt ist, wird hierbei die Beziehung zwischen dem Auszieh Widerstand und dem Winkel zur Faserrichtung aus den aktuellen Zulassungen grafisch dargestellt.

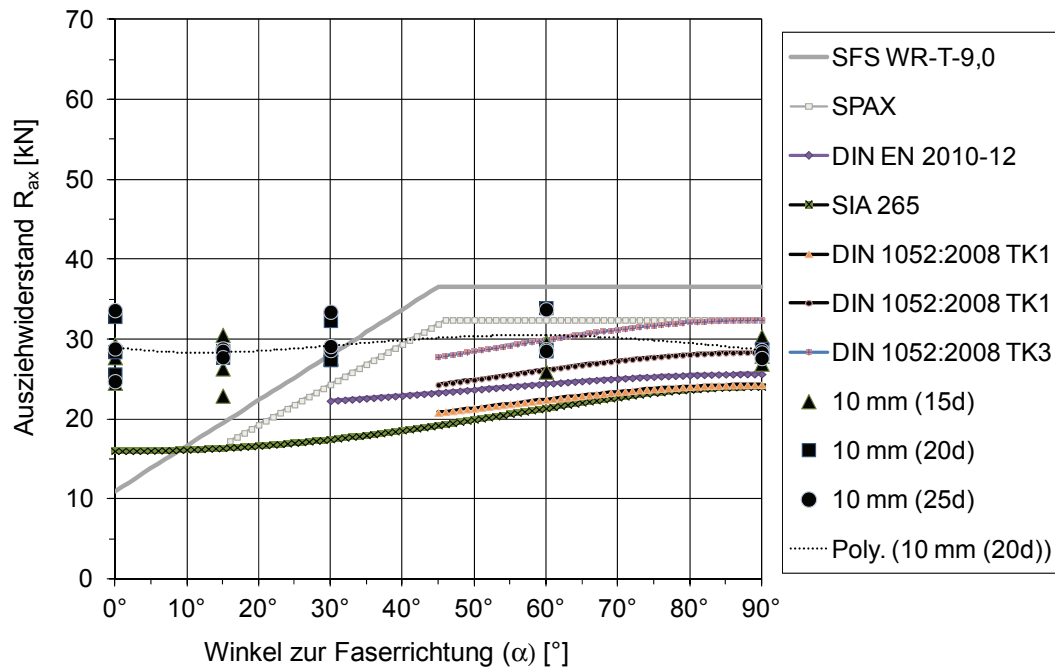


Bild 9-4: Vergleich des Auszieh Widerstands R_{ax} nach Normen und allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für $l_{ef} = 20$ d mit den Versuchswerten der Ausziehversuche für einen Schraubendurchmesser von 10 mm.

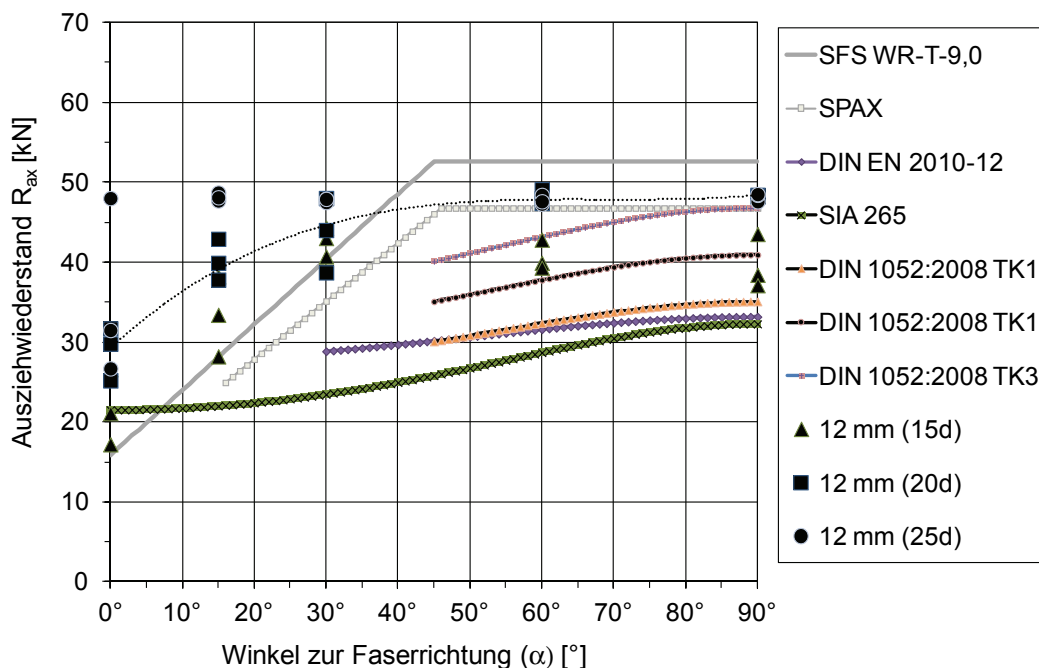


Bild 9-5: Vergleich des Auszieh Widerstands R_{ax} nach Normen und allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für $l_{ef} = 20$ d mit den Versuchswerten der Ausziehversuche für einen Schraubendurchmesser von 12 mm.

9.2 Einwirkung der Schraubenspitze

Auf Grund der ausgeprägten Form der Schraubenspitze, die zum einfachen Eindrehen in das Holz eine kleinere Kontaktfläche als der Schraubenquerschnitt aufweist, wird eine verminderte lokale Kraftübertragung bezogen auf die Schraubenlänge im Bereich der Spitze erwartet. Eine Gegenüberstellung der durchgeführten Versuche mit und ohne eingebettete Spitze ist auf dem Bild 9-6 dargestellt, wobei die Werte der verwendeten Schrauben aus der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung sowie die Werte aus den Normen angegeben sind.

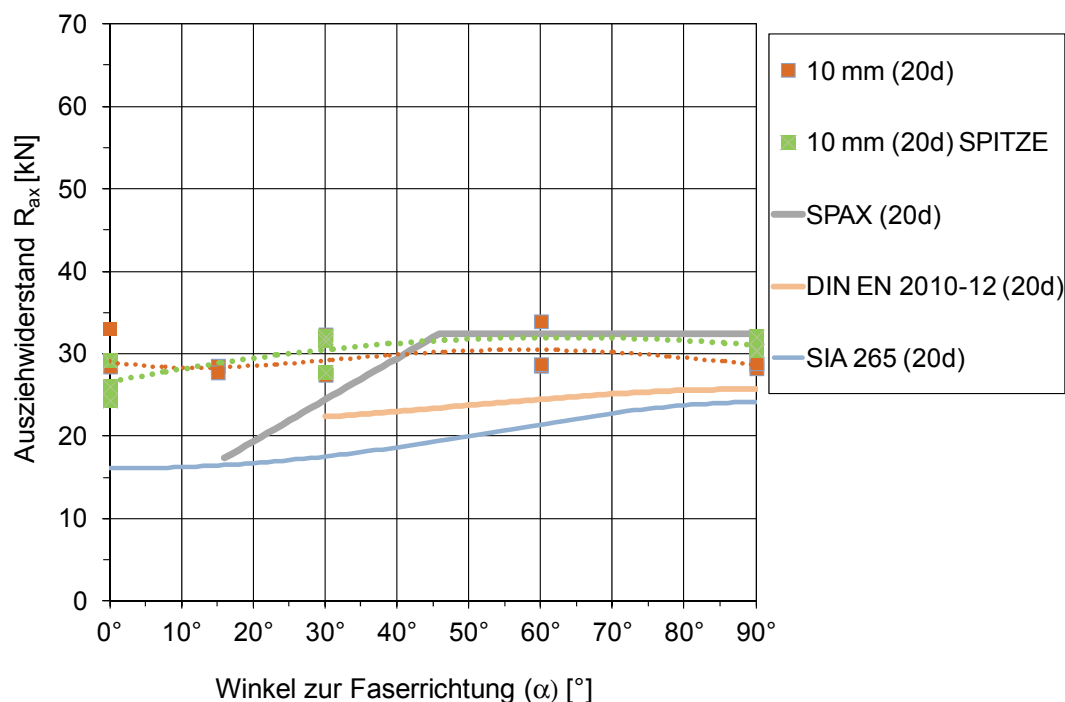


Bild 9-6: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit (grün) und ohne (rot) eingebettete Spitze mit unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung α im Vergleich zu den Werten aus der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung und den Normen.

Ein Vergleich der Versuchsergebnisse der Proben mit eingebetteter Schraubenspitze mit den identischen Proben ohne Einbettung der Spitze wurde durch eine Regressionsanalyse für den Schraubendurchmesser von 10 mm und Einschrauben parallel zur Faserrichtung durchgeführt. Laut den Ergebnissen verkürzt sich die Strecke zur Übertragung der maximalen Schraubenspannung infolge einer Einbettung der Schraubenspitze mit dem Durchmesser von 10 mm bei Einschrauben parallel zur Faserrichtung um ca. 1,7 d. Dennoch sollte der Bemessungswert der Einbettungslänge bei Einbettung der Schraubenspitze reduziert werden, um das Sicherheitsniveau in der Bestimmung des charakteristischen Werts des Auszieh Widerstandes der Schrauben zu erhalten. Dies folgt aus der Tatsache, dass die Versuchsergebnisse einen Einfluss der Schraubenspitze vor allem bei Einschrauben parallel zur Faserrichtung aufgewiesen haben.

Für kleine Winkel ($\alpha \leq 30^\circ$) wird anbei folgende Gleichung (9.1) für die effektive Einbettungslänge der Schraube (l_{ef}) in Abhängigkeit von der tatsächlichen Einbettungslänge (l_p), dem nominalen Schraubendurchmesser (d) und Winkel zur Holzfaserrichtung (α) vorgeschlagen:

$$l_{ef} = l_p - x \cdot d; \quad x = 2,42 \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{30^\circ}\right); \quad 0^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ \quad (9.1)$$

Das Sicherheitsniveau des eigenen Ansatzes wurde in Anlehnung an Anhang D von DIN EN 1990 [52] untersucht (Abschnitt D.7.2: Bestimmung des Bemessungswertes über den charakteristischen Wert). Hierbei wurde der 5 %-Quantilwert unter der Annahme, dass die x_i normalverteilt seien, berechnet. Um die begrenzte Versuchsanzahl zu berücksichtigen, wurden die Quantilbeiwerte mit einem Vertrauensniveau von $1-\alpha = 95 \%$ einseitig nach unten abgesichert [52].

In der Definition der effektiven Schraubenlänge in der Schweizer Norm SIA 265:2003 [156] wird in der Ermittlung der effektiven Schraubenlänge (l_{ef}) der nominale Schraubendurchmesser, unabhängig von dem Einschraubwinkel, von der Einbettungslänge subtrahiert. Pirnbacher [135] hat in der Ermittlung der effektiven Schraubenlänge den Abzug von einem Wert von $1,17 d$ vorgeschlagen. Hüber et al. [90] dagegen offerieren die Subtraktion von $1,11 d$ von der Einbettungslänge der Schraube, ebenfalls unabhängig vom Einschraubwinkel.

9.3 Einwirkung des Längsrisses

Wie bereits in Abschnitt 6.2 beschrieben, beeinflusst die Rissbildung im Holz die Kraftübertragung zwischen der Schraube und der Verbundschicht. Bild 9-7 stellt die Ergebnisse der Versuche im Bezug auf den Auszieh Widerstand R_{ax} von Schrauben mit einem Durchmesser von 8 mm dar. Auf dem Bild sind die Werte für Proben mit und ohne künstlichen Längsriss sowie für unterschiedliche Winkel zwischen Schraube und Faserrichtung abgebildet. Die Werte der Auszieh Widerstände aus den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Schrauben und den Normen wurden zum besseren Vergleich in die Darstellung integriert. Das Bild 9-8 bildet den gleichen Vergleich für einen Schraubendurchmesser von 12 mm ab.

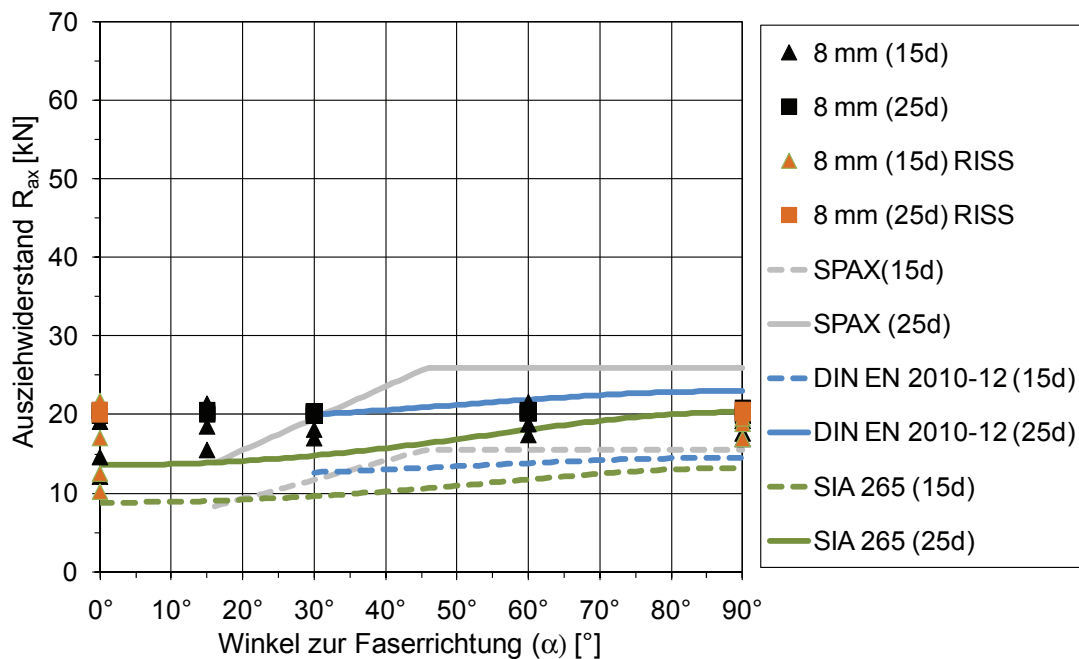


Bild 9-7: Gegenüberstellung der Auszieh Widerstände der Schrauben mit einem Durchmesser von 8 mm sowohl mit als auch ohne Längsriss mit unterschiedlichen Winkel zur Holzfaserrichtung und zwei verschiedenen Einbetungslängen l_p von 15 d und 25 d im Vergleich zu den Werten aus der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung und den Normen.

Die Auswertung der Versuche zeigt, dass sich für die mit einem künstlichen Riss versehenen Versuchskörper mit einem großen Winkel zur Holzfaserrichtung ($> 30^\circ$) nur kleine Unterschiede im Auszieh Widerstand der Schrauben im Vergleich zu den Proben ohne künstlichen Riss ergeben. Bei einem Schraubendurchmesser von 12 mm und großem Winkel zur Faserrichtung ($> 30^\circ$) tritt eine Umlagerung der Verbundspannungen auf, die auf den Scheranteil des Verbunds zurückzuführen ist. Für Schraubendurchmesser von 8 mm hat neben dem Scheranteil des Verbunds der Reibungsanteil eine große Signifikanz für den Verbundwiderstand. Die Bedeutung des Reibungsanteils des Verbunds für solche Schraubendurchmesser ist auf die relativ größere Außenfläche in Relation zum Kerndurchmesser zurückzuführen. Allerdings ist der Reibungsanteil des Verbunds nahezu unabhängig vom Winkel der Holzfaserrichtung weshalb keine Umlagerung der Verbundspannung wie bei dem Durchmesser von 12 mm möglich ist. Der Verbundwiderstand kann als unveränderlich bezeichnet werden und lässt sich auch bei großen Winkeln zur Faserrichtung nicht weiter steigern.

Da bei kleinen Durchmessern keine signifikante Minderung des Verbundwiderstands infolge eines Längsrisses experimentell festgestellt werden konnte, bedeuten Längsrisse der gleichen Größenordnung für größere Durchmesser eine größere Verbundschwächung als bei kleineren Durchmesser. Diese ist auf den teilweise ausfallenden Scherverbund, der auf Grund der Zerstörung seines Wirkungsmechanismus ein Fragment dieses Widerstands verliert, zurückzuführen. Während die Bemessungswerte des Aus-

ziehwiiderstandes der Schrauben mit großen Durchmesser ($d \geq 12 \text{ mm}$) für große Winkel zur Faserrichtung ($\alpha > 30^\circ$) durchaus eingehalten werden können, müssen die Werte für kleine Winkel ($\alpha \leq 30^\circ$), um auf der sicheren Seite zu sein, auf ihre effektiven Einbettungslängen (l_{ef}) verkürzt werden.

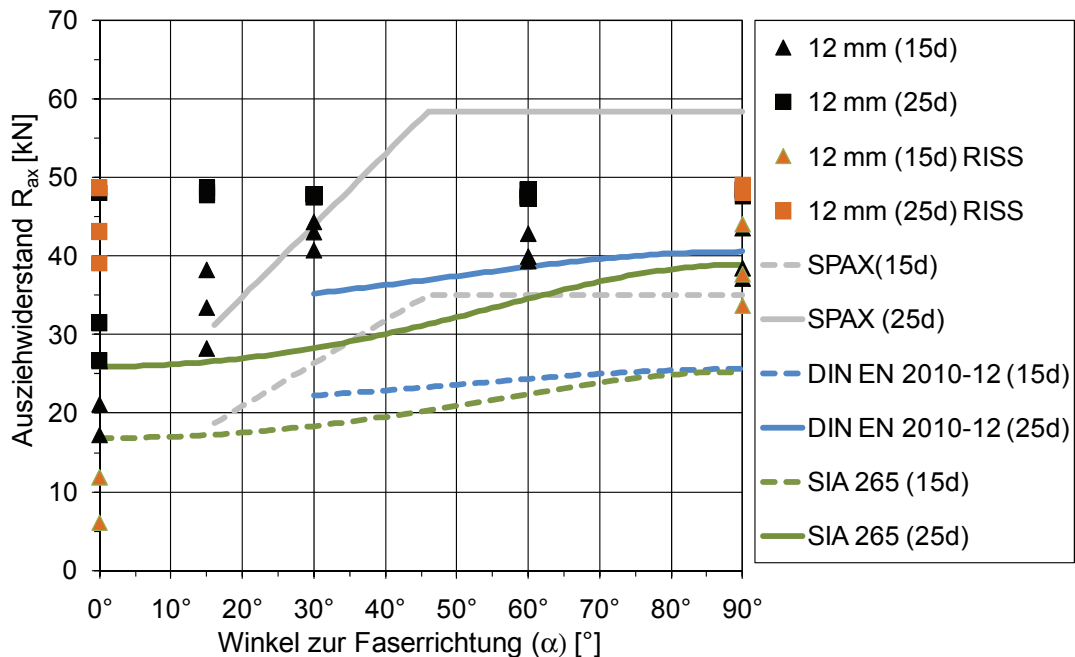


Bild 9-8: Gegenüberstellung der Ausziehwiiderstände R_{ax} der Schrauben mit dem Durchmesser von 12 mm sowohl mit als auch ohne Längsriss mit unterschiedlichen Winkel zur Holzfaserrichtung und zwei verschiedene Einbettungslängen l_p von 15 d und 25 d im Vergleich zu den Werten aus der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung und der Normen.

Folgende Gleichung (9.2) wird hierbei zur Bestimmung der effektiven Einbettungslänge der Schraube (l_{ef}) zur Betrachtung der Verbundschwächung bei Entstehung eines Längsrisses in Abhängigkeit von der Einbettungslänge (l_p), nominaler Schraubendurchmesser (d) und Winkel zur Holzfaserrichtung (α) für die Schrauben mit nominalen Durchmessern ($d \geq 12 \text{ mm}$) und kleinen Winkeln ($\alpha \leq 30^\circ$) vorgeschlagen:

$$l_{ef} = l_p - x \cdot d; \quad x = 6,90 \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{30^\circ}\right); \quad 0^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ \quad \text{und} \quad d \geq 12 \text{ mm} \quad (9.2)$$

Hierbei wurden die Mittelwerte in Anlehnung an Anhang D von DIN EN 1990 [52] (Abschnitt D.7.2: Bestimmung des Bemessungswertes über den charakteristischen Wert) einseitig nach unten abgesichert [52]. Eine Absicherung der Ergebnisse bei einem Quantilbeiwert mit einem Vertrauensniveau von $1-\alpha = 95 \%$ könnte hierbei auf Grund der großen Streuung der Ergebnisse in der Gleichung (9.2) nicht gewährleistet werden.

$$R = N \cdot \tan \phi_0 \quad (9.5)$$

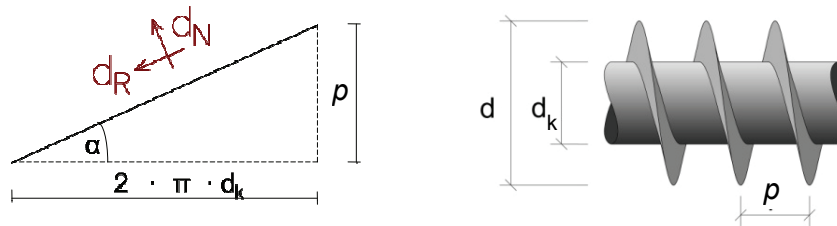


Bild 9-10: Abwicklung des Gewindeganges mit den Normalkräften d_N und Haftreibungskräften d_R (links); Schraubengewinde mit Benennung des Nenndurchmessers d , des Innendurchmessers des Gewindes d_k und der Gewindesteigung p (rechts).

Die Aufteilung der Summe der Reibungskräfte R in der longitudinalen (R_x) und tangentialen (R_y) Richtung kann wie folgt beschrieben werden:

$$R_x = N \cdot \tan \phi_0 \cdot \sin \alpha \quad (9.6)$$

$$R_y = N \cdot \tan \phi_0 \cdot \cos \alpha \quad (9.7)$$

Die axiale Normalkraftbeanspruchung P und das aufgewendete Moment um die Schraubenachse M werden mit den Gleichungen (9.8) und (9.9) beschrieben [163]:

$$P = N \cdot (\cos \alpha \cdot \cos \delta - \tan \phi_0 \cdot \sin \alpha) \quad (9.8)$$

$$M = a \cdot N \cdot (\sin \alpha \cdot \cos \delta + \tan \phi_0 \cdot \cos \alpha) \quad (9.9)$$

mit:

N die radiale Normalkraft auf der Schraubenfläche

a den Tangenteneinheitsvektor der Schraubenlinie

α der Steigungswinkel des Gewindes

ϕ_0 der Reibungswinkel

δ der Spitzenwinkel der Schraubenfläche gegenüber der Schraubenachse

Um die Auswirkung der geometrischen Eigenschaften der Vollgewindeschrauben auf die Entstehung von Reibungskräften zu erfassen, werden in Tabelle 9-1 die Reibungsanteile der Verbundkräfte bei einer einheitlichen Ausziehkraft von 40 kN zusammen-

gefasst. Der Wert für den Gleitreibungswinkel ϕ_0 zwischen der Schraubenoberfläche und dem Holz wird dabei nach Rodd [147] für ein Verbindungsmittel aus Stahl mit blanker Oberfläche mit $\phi_0 = 19^\circ$ angenommen.

Die Kraftübertragung zwischen den Vollgewindeschrauben und dem Holz ist die Voraussetzung für das Zusammenwirken des Verbundbauteils (Holz-Schraube). Auf Grund des unterschiedlichen Materialtragverhaltens zwischen den Schrauben und dem Holz entstehen entlang der lokalen Kontaktflächen des Gewindes der Schrauben Druckspannungen. Diese erzeugen mit der radialen Normaldruckspannung auf der Schraubenachse einen mehraxialen Druckspannungszustand im Holz. Die Normaldruckspannung ist auf die Querdehnungsbehinderung im Holz, die durch das Eindringen der Schrauben in das Holz entsteht, zurückzuführen.

Zul. Nr. der Schraube	Gewinde-durch-messer	Kerndurch-messer d_k	Gewindesteigung p	Spitzwinkel δ	Reibungskraft R
	[mm]	[mm]	[mm]	[°]	[kN]
Z9.1-449 [4]	12,1	7,5	6	20	16,7
Z9.1-449 [4]	10	6,1	6	17,5	17,1
Z9.1-472 [5]	13	8,5	5	20	16,0
Z9.1-472 [5]	9	5,7	3,2	20	15,9
Z9.1-472 [6]	10	5,7	3,2	20	16,5
ETA-11/0190 [66]	12	7,1	6	20	16,8

Tabelle 9-1: Reibungsanteil der Verbundkräfte nach der Coulomb'schen Betrachtung für die unterschiedlichen zugelassenen Vollgewindeschrauben.

Die Festigkeiten und die damit verbundenen Verformbarkeiten des anisotropen Materials der umgebenden Grenzsicht beeinflussen die entstehenden Verbundkräfte. Die größeren Steifigkeiten in Faserrichtung verhindern die Relativverschiebung, während gleichzeitig senkrecht dazu größere Verformungen bei der gleichen Kraft auf Grund des relativ niedrigen E-Moduls auftreten. Hierbei werden die aus der zylindrischen Symmetrie der Schraube und ihrer Gewindegänge entstehenden Radialkräfte in Abhängigkeit ihres Winkels zur Faserrichtung in elliptischverteilte Kräfte umgewandelt.

Mit diesem Modell lassen sich die in den Lasteinleitungsversuchen festgestellten Verformungen der Holzoberfläche erklären. Auch korrespondieren die unterschiedlichen Verbundtragfähigkeiten der Pull-Out Versuche bei der mit unterschiedlichen Relativverschiebungen verbundenen Spannungsänderung der Schraube mit den in diesem Modell entstehenden Reibungskräften.

9.4 3D kombinierte Fachwerkmodelle

Im Bauingenieurwesen, bevorzugt im Betonbau und Verbundbau, wurden Fachwerkmodelle als spezielle, besonders anpassungsfähige Mittel bei der Anwendung der statischen Methode auf verschiedene Verbundwerkstoffe eingesetzt. Für die praktische Anwendung empfehlen sich in der Bemessung die Verwendung von Fachwerkmodellen zur Erkennung sowie Abschätzung des Kraftflusses und den möglichen Umlagerungen der Spannungen.

Für ein allgemeines Bemessungskonzept bieten sich kombinierte Fachwerkmodelle an, welche das Verbundtragverhalten und die Kraftübertragung in Abhängigkeit der Winkel zur Holzfaserrichtung stark abstrahiert beschreiben. Auch berücksichtigen diese die beteiligte Schnittfläche, die in Abhängigkeit der Winkel zur Holzfaserrichtung in jedem Schnitt entlang der Schraube unterschiedliche Größen besitzt. Die Beanspruchung der Schrauben unter axialer Belastung kann im Verankerungsbereich der Schraube durch Fachwerkmodelle mit diskontinuierlichen Zug- und Druckfeldern abgebildet werden.

An den Ausziehversuchskörpern (vgl. Kapitel 7) wurden nach den Versuchen gezielt zahlreiche Sägeschnitte in der Schraubenebene durchgeführt. Dabei sollen die Sägeschnitte für die untersuchten Parameter zusätzliche Informationen über die Verbundtragmechanismen und weiterhin über die Abhängigkeit dieser von den verschiedenen Parametern liefern. Die Bruchbilder zeigen zum größten Teil sowohl die Verformungen der Fasern als auch die Zerstörung der Holzmatrix innerhalb und zwischen den Flanken der Schrauben (s. Bild 9-11).



Bild 9-11: Sägeschnitt der Probekörper mit einem Winkel von 60° (links oben und unten) und mit einem Winkel von 90° zur Faserrichtung (rechtwinklig zur Faser, rechts oben und unten).

Die grundlegenden Schlussfolgerungen aus den Ausziehversuchen und den durchgeführten Sägeschnitten, welche in die Fachwerkmodellierung eingeflossen sind, lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- In allen Versuchen mit großen Winkeln zur Holzfaserrichtung ($> 30^\circ$) war eine große Verformung in der Holzfaser maßgebend, deshalb wurden die verformten Stellen auf ihre Fläche erfasst. Das Verhältnis der Flächen der verformten Faser und des Schraubenkanals A_{ver}/A_s lag zwischen 4-5. Die Auswertung erfolgt dabei mit Hilfe einer fotooptischen Flächenermittlung. Zur Visualisierung der verformten Bereiche wurde auf ein bereits von Lau [91], Lau et al. [92], [93] und Uibel [175] angewendetes Verfahren zurückgegriffen und eine dünnflüssige Farbe (rote Beize) durch den Schraubkanal in das Holz eingeführt.
- Ein deutliches Bild des Verbundtragverhaltens konnte bei einem Einschraubwinkel zur Holzfaserrichtung von 60° erkannt werden, wobei die Fasern nicht alle gleichzeitig, sondern zeitlich versetzt nacheinander gebrochen sind. Da der Verbund über eine Restfestigkeit verfügt und bei einer Überbeanspruchung keinen Trennbruch aufweist, konnte eine über die maximale Belastung hinausgehende Beanspruchung übertragen werden. Aus diesem Grund lässt sich das Bruchverhalten als quasi-duktil oder pseudo-plastisch charakterisieren.
- Die Versuche mit kleinen Winkeln zur Holzfaserrichtung ($< 30^\circ$) haben ein sprödes Versagen der Faser aufgezeigt. Auch hierbei wurden die verformten Stellen auf ihre Fläche hin erfasst. Das Verhältnis der Flächen der verformten Faser und des Schraubenkanals A_{ver}/A_s lag zwischen 2-3. Das gleiche Verfahren, wie bei den Versuchen mit großen Winkeln zur Holzfaserrichtung, wurde hierbei angewendet. Das Bruchverhalten der Probekörper mit einem Einschraubwinkel von 0° zur Holzfaserrichtung (faserparallel, Bild 13, links) weist ein sprödes Versagen auf, wobei die Spannungsspitzen nicht mehr durch plastisches Fließen der einzelnen Fasern abgebaut werden können.
- Die Pseudoplastizität des Verbunds kann anhand der Relativverschiebung zwischen der Schraube und der Versuchskörperoberfläche am Ende der Verbundzone deutlich erkannt werden. Hierbei ist dieses Verhalten durch ein relativ kleines Plateau der plastischen Zone ablesbar.
- Die Schraubengewinde werden durch eine rein schubbeanspruchte Hüllfläche ummantelt, wobei auf Grund der Abhängigkeit des Scherwiderstands des Holzes von dem Winkel zur Faserrichtung unterschiedliche Werte des Abscherwiderstands entstehen, die durch den Anteil des Scherverbunds (vgl. Kapitel 1) hervorgerufen werden. Dies begründet die verschiedenen Bruchmechanismen bei den unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung.
- Bedingt durch die geometrische Abbildung der Schraubengewinde entstehen in der umgebenden Matrix der Schraube infolge der Verformung ringförmige Reaktionskräfte. Diese Kräfte gewährleisten das Gleichgewicht und begründen die Initiierung und die Erweiterung von Rissen in der Schraubenmantelfläche.

Anhand der theoretischen und experimentellen Untersuchungen, in denen die Kraftübertragung sowie das Verbundtragverhalten genauer betrachtet wurden, wurde ein hypothetisches Fachwerkmodell entwickelt. Dabei dient die Analyse der Bruchbilder, in denen die Scherungen und Verformungen der Faser besonders aufschlussreich waren, als Leitfaden für die getroffenen Annahmen. Dieser orientiert sich am von Pirnbacher u. Schickhofer [134] beobachteten Phänomen der ‚Pfropfenwirkung‘ und am aus dem Massivbau bekannten ‚Druckkegeleffekt‘. Abhängig von der Neigung des Schraubengewindes zur Holzfaser verändert sich nicht nur die Verbundtragfähigkeit, sondern auch der Druckkegeleffekt und dessen räumliche Ausprägung. Bei faserparalleler Anordnung der Schrauben ist eine Kreiskegelform mit relativ geringem Radius (wegen der geringen Steifigkeit quer zur Faser) zu erwarten (Bild 9-12, a), bei Anordnung senkrecht zur Faser handelt es sich um einen elliptischen Kegel, dessen längere Halbachsen parallel zur Holzfaser verlaufen (Bild 9-12, b).

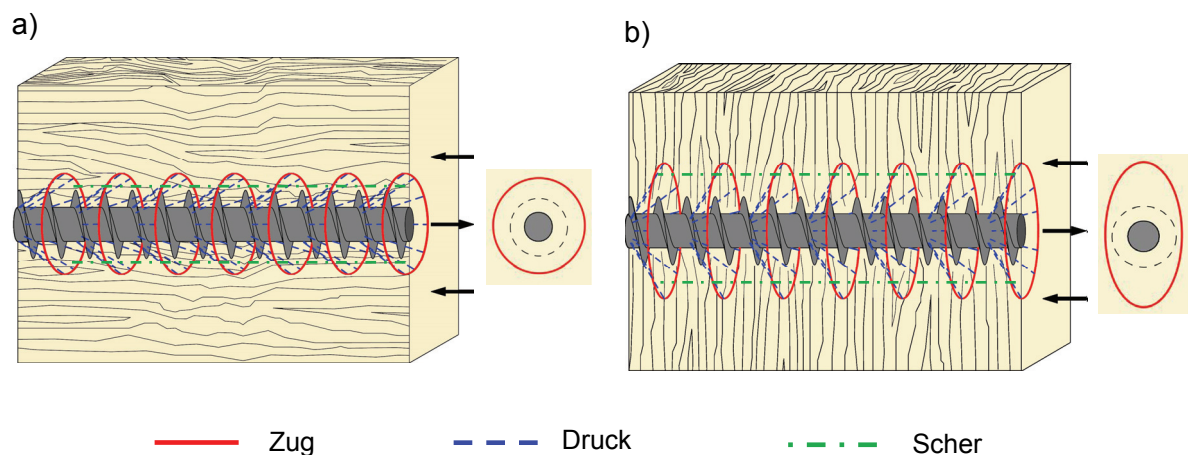


Bild 9-12: Schubverbundbeanspruchte Hüllfläche und Fachwerkmodell des Druckkegels für die Kraftübertragung einer Zugkraft der Schraube in das Holz: a) Schraube parallel zur Faserrichtung, b) Schraube rechtwinklig zur Faserrichtung.

Unter der axialen Belastung der Schraube ergibt sich eine Relativverschiebung zwischen der Schraube und dem umgebenden Holz. Diese Relativverschiebung wird durch die Materialverformung des Druckkegels, der sich in der Mantelfläche um die Schraube bildet (s. Bild 9-12), verursacht. Allerdings ist das Last-Verschiebungsverhalten des Verbundmaterials (Holz-Schraube) nicht linear und von vielen Parametern abhängig.

Trotz der Segregation der Holzfasern zwischen den Flanken sowie der Abnahme der Verformung der Fasern mit der Zunahme der Entfernung der Hüllflächen zur Schraubenachse wird hierbei von einer mittleren Verbundspannung (τ_m) in der verformten Fläche (A_{ver}) in der Modellierung ausgegangen.

Die horizontale Verbundkraft v_h ist dann die von einem Schraubengewinde ins Holz übertragene Kraft und kann wie folgt, in Analogie zur Behandlung von König et al. [106] zur Ermittlung der Spannung und Verformung der einzelnen Stäbe in deren Mo-

Die Reibungskraft kann nicht vernachlässigt werden und übt eine zusätzliche Spannung auf den Schraubenschaft sowie auf die Gewindeflanken aus und ist dadurch in dem hydrostatischen Gleichgewicht integriert (vgl. Bild 9-13). Durch den Einsatz von einem konstanten Reibbeiwert μ kann die Reibungskraft in der folgenden Gleichung beschrieben werden:

$$F_{\mu}(x) = 2\pi r \mu \int_0^p \sigma_v(x) dx \quad (9.13)$$

Die Zugspannung des Zugringes kann näherungsweise in Analogie zur Beschreibung der Zugspannung im dünnwandigen Zylinder unter Innendruck ermittelt werden. Dabei wird der linienförmig verteilte Innendruck in Abhängigkeit von der horizontalen Verbundkraft wie folgt ermittelt [106]:

$$F_p = \frac{v_h}{2\pi(\frac{d_k}{2} + l_{ver})} \cot \gamma \quad (9.14)$$

Die Zugkraft ergibt sich dann im Verhältnis zur Verbundkraft v_h [106]:

$$F_t = \frac{v_h}{2\pi} \cot \gamma \quad (9.15)$$

Die anisotropen Eigenschaften des Verbundmediums werden hierbei durch den Winkel der Zugringzone γ (s. Bild 9-13) anhand der Sägeschnittanalyse der Versuchskörper der Ausziehversuche (vgl. Kapitel 7) in der folgenden Gleichung ausgedrückt:

$$\gamma = \begin{cases} \arctan(\frac{3d_s}{0,8p}) & \text{für } \alpha = 90^\circ \\ \arctan(\frac{d_s}{0,8p}) & \text{für } \alpha = 0^\circ \end{cases} \quad (9.16)$$

Zur einfachen Beschreibung der Wertfassung der Winkel γ für den Winkel zwischen der Schraube und Holzfaserrichtung (α) von 90° bis 0° wird vorgeschlagen, die Werte der Winkel γ in der Gleichung (9.16) linear zu interpolieren.

9.4.1 Bewertung der Fachwerkmodelle

Die vorgestellten Modelle und Bemessungsansätze sind an das Tragverhalten und an die aus den Versuchen erzielten Bruchbilder angepasst. Der resultierende Verbundwiderstand ist wegen der Abhängigkeit vieler Einflussparameter im Modell an die untersuchten Parameter der Versuche gebunden. Auch sind die geometrischen Eigenschaften der Schraube hierbei durch die Gewindesteigung (p), den Kerndurchmesser (d_k) und den Gewindedurchmesser (d_s) implementiert. Die vorgeschlagenen Fachwerkmo-

delle können vereinfacht eine wirklichkeitsnahe Darstellung des Kraftflusses leisten und eine Aussage über den Verlauf der inneren Kräfte in der Schraubenmantelfläche und im Umgebungsholz treffen. Mit Hilfe von Fachwerkmodellen können weiterhin die erforderlichen Zwischen- und Randabstände der Schrauben bestimmt werden. Darüber hinaus lassen sich die unterschiedlichen Versagensmechanismen von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholz mit den vorgeschlagenen Fachwerkmodellen nachvollziehen.

9.5 Bemessungskonzept zur Ermittlung der Verankerungslänge selbstbohrender Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen

Wie die Versuchsergebnisse zeigen, ist eine Verankerung der maximalen Stahlzugkraft der Vollgewindeschrauben auch beim Einschrauben parallel zur Holzfaserrichtung möglich. Bei Überschreitung des Verbundwiderstands treten größere Relativverschiebungen zwischen Schraube und Holz auf, die zum Verankerungsbruch führen und dadurch keine große Spannung über den Verbund übertragen können. Die Verbundspannung beschränkt sich hierbei auf den Grundwert des Verbundwiderstands, der auf den Reibungsverbund (vgl. Kapitel 2, Abschnitt 3.1) zurückzuführen ist.

Die im Rahmen dieser Arbeit getesteten Vollgewindeschrauben verfügen über ein Verhältnis von Kern- zu Nenndurchmesser von $d/d_k \approx 0,62$. Die geometrischen Parameter der Vollgewindeschrauben, wie das Verhältnis von Kern- zu Nenndurchmesser (d/d_k), die Gewindesteigung (p) sowie die charakteristische Zugtragfähigkeit ($R_{t,u,k}$) weichen bei den in der Praxis gebräuchlichen Typen verschiedener Hersteller nur wenig voneinander ab. In früheren Untersuchungen wurden die geometrischen Eigenschaften der wichtigsten zugelassenen Vollgewindeschraubenfabrikate untersucht und in Klassen unterteilt [17]. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zum Ausziehverhalten der Vollgewindeschrauben unterschiedlicher Hersteller haben jedoch gezeigt [17], dass die Abweichungen des Verbundtragverhaltens zwischen den untersuchten Schraubenfabrikaten mit unterschiedlichen Winkeln zur Faserrichtung im elastischen Bereich gering sind. Weiterhin waren die Ergebnisse ausgewählter, marktführender Schraubenfabrikate auch im plastischen Bereich der Last-Verschiebungskurven ähnlich.

9.5.1 Zusammenstellung des Bemessungsansatzes

Der vorgestellte Bemessungsansatz ist an das Bemessungskonzept von Eurocode 5 angepasst. Zur besseren Übersichtlichkeit werden in diesem Abschnitt alle Bezeichnungen wiederholt. Der charakteristische Auszieh Widerstand der Schrauben mit größerer Einbettungslänge ($l_p \geq 15 d$) und einen Nenndurchmesser ($8 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$) kann für Einschraubwinkel ($15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$) mit folgender Gleichung in N ermittelt werden:

$$F_{ax,\alpha,k} = 4200 \cdot d^{0,4} + \left(\frac{0,3 \cdot d^{0,5} \cdot l_p^{0,9} \cdot \rho_k^{0,8}}{1,3 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \right); \quad 15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (9.17)$$

Hierbei sind l_p die Einbettungslänge der Schraube in mm; d der Nenndurchmesser der Schraube in mm; ρ_k der charakteristische Wert der Rohdichte in kg/m^3 ; α der Winkel zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung mit ($15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$).

Bei einem Einschraubwinkel $\alpha < 15^\circ$ wurden Schwächungen in der Verbundtragfähigkeit im Vergleich zu größeren Winkeln beobachtet. Dies betrifft sowohl den Reibungsanteil des Verbundwiderstands als auch mit größerem Ausmaß die Restanteile des Verbundwiderstands (Haft- und Scherverbund, vgl. Kapitel 2, Abschnitt 3.1). Da in den experimentellen Untersuchungen im Bereich zwischen 0° und 15° keine Werte betrachtet wurden und im Rahmen der numerischen Untersuchungen keine überproportionale Abnahme der Verbundtragfähigkeit festgestellt werden konnte, wurde eine lineare Beziehung zwischen der Abnahme und dem Winkel in diesem Bereich angenommen und als eine Teilmenge von den mit der Gleichung (9.17) ermittelten Werten subtrahiert.

$$F_{ax,\alpha,k} = 4200 \cdot d^{0,4} + \left(\frac{0,3 \cdot d^{0,5} \cdot l_p^{0,9} \cdot \rho_k^{0,8}}{1,3 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \right) - (540 - 36 \cdot \alpha) \cdot d; \quad \alpha < 15^\circ \quad (9.18)$$

Hierbei behalten alle Beziehungen die gleiche Definition und Einheiten wie in der Gleichung (9.17).

Die Bestimmung der Verankerungslänge der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben mit unterschiedlichen Durchmessern und unter unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung sowie in verschiedenen Brettschichtholzbauelementen aus Nadelholz erfolgt mit der folgenden Gleichung anhand der Gleichung (9.17):

$$l_{ver} = \gamma_M \cdot \left(\frac{(R_{t,u,k} - 4200 \cdot d^{0,4}) \cdot (1,3 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha)}{0,3 \cdot d^{0,5} \cdot \rho^{0,8}} \right)^{1,11}; \quad 15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (9.19)$$

Analog zur Gleichung (9.18) ergibt sich für den Winkel zur Faserrichtung $\alpha < 15^\circ$ die folgende Gleichung:

$$l_{ver} = \gamma_M \cdot \left(\frac{(R_{t,u,k} - 4200 \cdot d^{0,4} + (540 - 36 \cdot \alpha) \cdot d) \cdot (1,3 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha)}{0,3 \cdot d^{0,5} \cdot \rho^{0,8}} \right)^{1,11}; \quad \alpha < 15^\circ \quad (9.20)$$

Auch hierbei behalten alle Beziehungen die gleichen Definitionen und Einheiten wie in der Gleichung (9.17). In der Gleichungen (9.19), (9.20) werden die charakteristischen Werte der Zugtragfähigkeit $R_{t,u,k}$ in N angegeben.

In den Gleichungen (9.17) bis (9.20) wurde das Sicherheitsniveau wie in Abschnitt 9.2 beschrieben in Anlehnung an Anhang D von DIN EN 1990 [52] untersucht (Abschnitt D.7.2: Bestimmung des Bemessungswertes über den charakteristischen Wert) und der 5 %-Quantilwert unter der Annahme, dass die x_i normalverteilt seien, berechnet. Darüber hinaus, um die begrenzte Versuchsanzahl zu berücksichtigen, wurden die Quantilbeiwerte mit einem Vertrauensniveau von $1-\alpha = 95 \%$ einseitig nach unten abgesichert [52]. Zur Berücksichtigung der verschiedenen Verankerungsqualitäten der Schrauben wurden die Werte in der Gleichungen (9.19), (9.20) mit einem Vorfaktor (γ_M) multipliziert. Solange keine weiteren Versuche vorliegen, wird empfohlen, die Verankerungslänge der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben zur Verankerung der Maximaltragfähigkeit der Schrauben als 1,4-fachen Wert der ermittelten Werte zu definieren ($\gamma_M = 1,4$).

9.5.2 Überprüfung der ermittelten Auszieh Widerstand der Schrauben anhand der gemessenen Ausziehkraft (Pull-Out Kraft)

Zur Überprüfung der Güte des im vorherigen Abschnitt beschriebenen Bemessungsansatzes wurden die Auszieh Widerstände und die Verankerungslängen der 160 durchgeführten Pull-Out Versuche nachgerechnet. Ein Vergleich der ermittelten Auszieh Widerstände mit den Ergebnissen der Pull-Out Versuche ergibt eine geringe Unterschätzung des charakteristischen Auszieh Widerstands der Schrauben mit großer Einbindelänge ($l_p \geq 15$ d). Der Ansatz nach SIA 265:2003 [156], der im Bezug auf kleinere Winkel zur Holzfaserichtung ($\alpha < 30^\circ$) die einzigen genormten Werte für die charakterlichen Auszieh Widerstände der Schrauben ermittelt, ergibt wesentlich kleinere Werte. Bild 9-14 stellt diesen Vergleich für den Schraubendurchmesser von 12 mm, Bild 9-15 für 10 mm und Bild 9-16 für den Schraubendurchmesser von 8mm dar. Zur besseren Gegenüberstellung der Ergebnisse wurden dabei anstatt der Werte aus den Gleichungen (9.17) und (9.18), die die Anforderungen des Sicherheitsniveaus der DIN EN 1990 [52] erfüllen charakteristische Werte, ohne Teilsicherheitsbeiwerte, aus dem eigenen Modell verwendet.

Aus den Bildern (9-14 bis 9-16) kann entnommen werden, dass der eigene Ansatz die charakteristischen Auszieh Widerstände im Wesentlichen richtig erfasst und eine Verbesserung im Vergleich zu den Gleichungen der Bemessungsnormen darstellt.

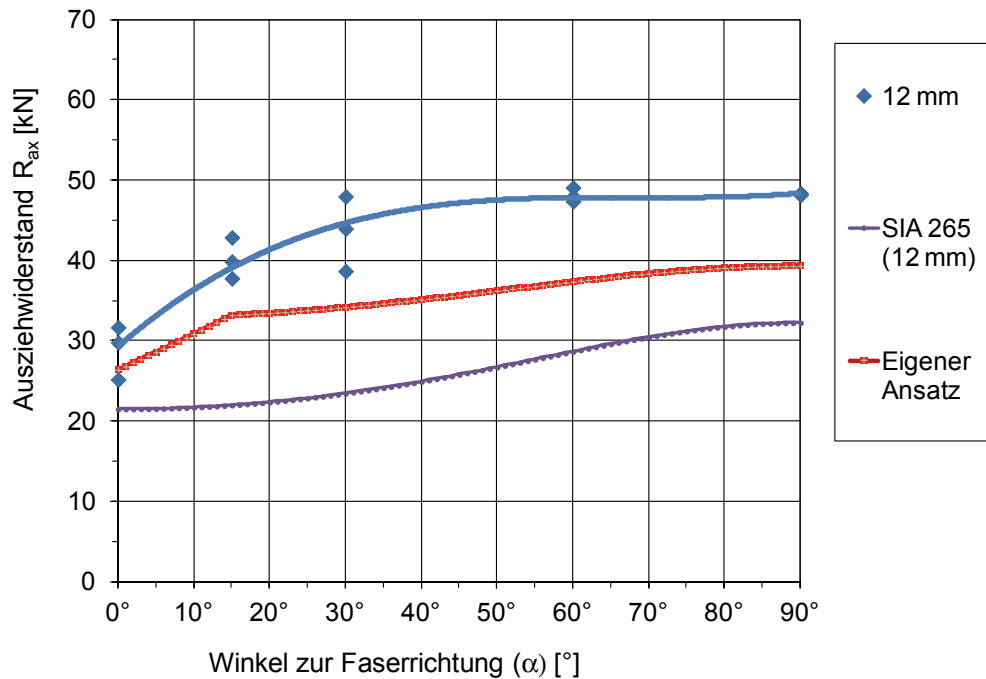


Bild 9-14: Gegenüberstellung der Auszieh Widerstände R_{ax} der Schrauben mit dem Durchmesser von 12 mm mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaser-richtung und Einbettungslänge l_p von 20 d aus den Pull-Out Versuchen im Vergleich zu den Werten aus dem eigenen Ansatz (charakteristische Werte) und der SIA 265:2003.

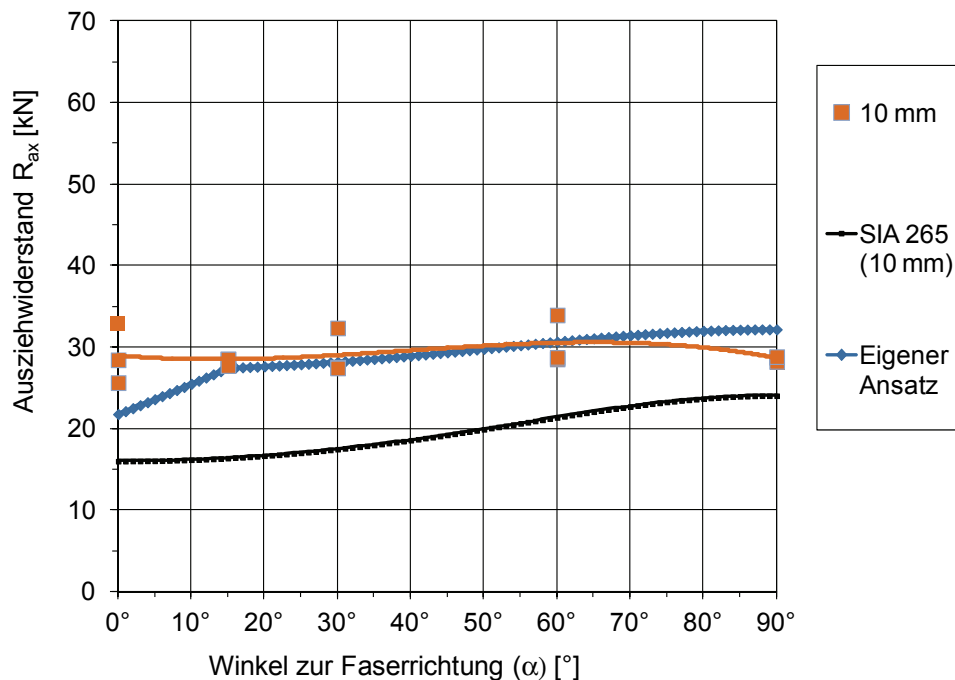


Bild 9-15: Gegenüberstellung der Auszieh Widerstände R_{ax} der Schrauben mit dem Durchmesser von 10 mm mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaser-richtung und Einbettungslänge l_p von 20 d aus den Pull-Out Versuchen im Vergleich zu den Werten aus dem eigenen Ansatz (charakteristische Werte) und der SIA 265:2003.

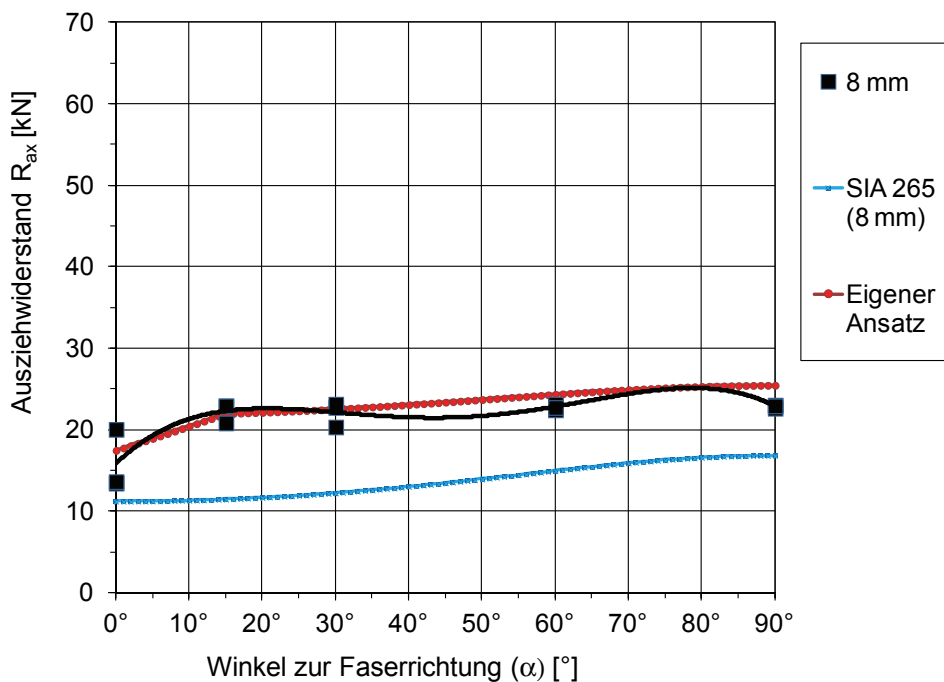


Bild 9-16: Gegenüberstellung der Auszieh Widerstände R_{ax} der Schrauben mit dem Durchmesser von 8 mm mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserichtung und Einbettungslänge l_p von 20 d aus den Pull-Out Versuchen im Vergleich zu den Werten aus dem eigenen Ansatz (charakteristische Werte) und der SIA 265:2003.

Bild 9-17 zeigt eine Gegenüberstellung der charakteristischen Verankerungslängen der Schrauben aus dem eigenen Modell in Abhängigkeit von den Winkeln zur Holzfaserichtung. Dabei wurde die Zugtragfähigkeit $R_{t,u,k}$ nach der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [4] für drei unterschiedliche nominale Schraubendurchmesser (8, 10 und 12 mm) angesetzt.

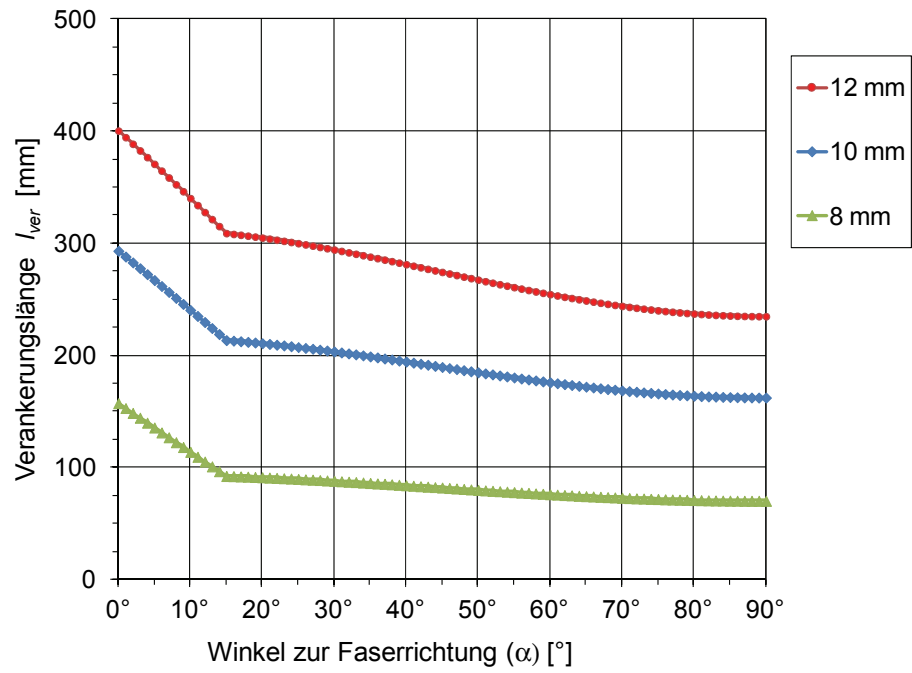


Bild 9-17: Gegenüberstellung der charakteristischen Verankerungslängen der Schrauben aus dem eigenen Modell in Abhängigkeit von den Winkeln zur Holzfaserrichtung.

10. Zusammenfassung und Ausblick

Durch den Wunsch nach filigranen, weitspannenden Konstruktionen aus umweltfreundlichen Baustoffen gewinnen bewehrte Holzbauteile im Bauwesen zunehmend an Bedeutung. Zur realitätsnahen Beschreibung des Tragverhaltens von als Bewehrungselemente eingesetzten Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen ist ein umfassender Kenntnisstand zum Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben im Holz erforderlich. Auf Grund des anisotropen Tragverhaltens von Holz muss der Einfluss des Winkels zwischen Schraube und Holzfaserrichtung, insbesondere bei großen Einbindungslängen der Schrauben, berücksichtigt werden. Wenngleich die Anwendungen von Vollgewindeschrauben in den letzten Jahren an Bedeutung im Ingenieurholzbau gewonnen haben, blieben bislang Fragestellungen zur Kraftübertragung und zum Verbundverhalten der Schrauben insbesondere bei ihrem Einsatz mit großen Einbindelängen offen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden diese Fragestellungen identifiziert und analytisch, numerisch sowie experimentell beantwortet.

Der Stand des Wissens zum Verbundverhalten von Beton- und Spannstahl, stiftförmigen Verbindungsmitteln im Holz sowie Vollgewindeschrauben wurde zunächst umfassend in Kapitel 2 analysiert. Weiterhin wurden bekannte Einflussgrößen und Bemessungsansätze für das Verbundverhalten der Vollgewindeschrauben in Kapitel 3 vorgestellt. Da bisher nur sehr wenige Untersuchungen zum Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben mit großen Einbindelängen dokumentiert sind, wurden darüber hinaus auch Untersuchungen an stiftförmigen Verbindungsmitteln bei dem Vergleich der Bemessungsansätze berücksichtigt. Der bisherige Kenntnisstand wurde dabei zusammengefasst und kritisch bewertet. Die gewonnenen Erkenntnisse aus der Analyse des Verbundverhaltens verschiedener Baustoffe wurden in Kapitel 4 mit theoretischen Untersuchungen auf Basis der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes ergänzt. Hierbei erfolgte die analytische Beschreibung der Spannungsverhältnisse in mit Vollgewindeschrauben bewehrten Holzbauteilen anhand der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes.

Zur Klärung der Frage nach der Eignung der optischen 3D-Verformungsanalyse zur Messung der Verformungen und Verzerrungen an der Holzoberfläche der Versuchskörper wurde in Kapitel 5 ein Überblick über die Methoden der digitalen Bildkorrelation gegeben. Anhand einer Vergleichsstudie konnte nachgewiesen werden, dass durch die Optimierung des Messsystems der Einsatz an Holzelementen mit größerem Messfeld ($500 \times 600 \text{ mm}^2$) mit einer ausreichenden Genauigkeit möglich ist.

Die experimentellen Untersuchungen umfassen sowohl Auszieh- als auch Lasteinleitungsversuche, bei denen die Vollgewindeschrauben eine große Einbindelänge besaßen. Zusätzlich wurde die Einwirkung der Anisotropie des Holzes durch Variation des Winkels zwischen Schraube und Holzfaserrichtung explizit untersucht. In den Kapiteln 6 bis 7 werden die experimentellen Untersuchungen beschrieben und die wichtigsten Erkenntnisse aus mehr als 160 Pull-Out Versuchen und 84 Lasteinleitungsversuchen ausführlich diskutiert.

Zur weiteren Untersuchung des Tragverhaltens von mit selbstbohrenden Schrauben bewehrten Holzquerschnitten mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung fanden dreidimensionale nichtlineare FE-Berechnungen statt. In Modellen von Referenzversuchen senkrecht zur Faserrichtung wurden zunächst die Parameter des exponentiellen Materialmodells für die Verbundschicht kalibriert. Anschließend folgte die Abbildung der Pull-Out Versuche mit der Verbundwirkung zwischen Schraube und Holz als entscheidender Parameter. Die numerischen Analysen (Kapitel 8) lieferten vertiefende Erkenntnisse zum Tragverhalten und zum Schädigungsmechanismus der Verbundschicht bei Einschrauben parallel und senkrecht zur Faserrichtung.

Aufbauend auf den experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen auf Basis der programmierten Interface Elemente und dem anisotropen Materialmodell wurde ein mechanisches Modell mit Bemessungskonzept für die Verankerungslänge der Schrauben vorgestellt (Kapitel 9). Auf Grund der Analyse der Bruchbilder der Versuchskörper wurden Fachwerkmodelle eingesetzt. Die mechanischen Modelle haben die quantitative Beschreibung des Grundwerts des Verbunds infolge Reibung geliefert und die Fragen zur Überlagerung der Verbundspannungen infolge der kleinen Winkel zur Faserrichtung geklärt.

Die wichtigsten Erkenntnisse aus den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Verbundspannung entlang der Übertragungslänge der Schraube ist nicht konstant sondern nimmt mit dem Rückgang des Spannungsunterschieds der Verbundschichten ab.
- Die Kraftübertragungslänge einzelner Schrauben in Holzbau-elementen schwankt. Auf Grund der Vielzahl von Einflussfaktoren lässt sich die einzelne Übertragungs- bzw. Verankerungslänge nicht exakt ermitteln. Daher ermöglicht das anhand dieser Arbeit vorgeschlagene Verfahren nur die Bestimmung einer mittleren Übertragungslänge. Die maximale Übertragungslänge kann die mittlere Übertragungslänge deutlich übersteigen. Dies gilt insbesondere für kleine Holzdeckungen. Hierbei kann es zu lokalen Verbundschädigungen kommen, die nicht sichtbar sind.
- Die Lastausbreitungswinkel der Schrauben lassen sich experimentell anhand der ermittelten Verschiebungen und Verzerrungen an der Holzoberfläche mit verschiedenen Winkeln zur Faserrichtung und Schraubenkombinationen sowie Belastungsarten feststellen.
- Bei Überschreiten der Verbundfestigkeit wirkt der Grundwert der Verbundfestigkeit, der durch die Reibung zur Verhinderung der Relativverschiebung zwischen Stahl und Holz führt.
- Anhand der Lasteinleitungsversuche wurde gezeigt, dass die Verankerungslängen der Schrauben unter verschiedenen Winkeln zur Faserrichtung durch die

anisotropen Eigenschaften des Holzes gekennzeichnet sind. Auch der Lastausbereitungswinkel ist durch den Winkel zur Faserrichtung weitgehend beeinflusst.

Die Überprüfung des Tragverhaltens erfolgt anhand von Lasteinleitungsversuchen und weiterführenden Auswertungen des Verankerungsbereichs der Schrauben mit der fotooptischen Verformungsanalyse. Die Anisotropie des Holzes bewirkt unterschiedliche Verbundspannungen in der Verbundschicht. Die durchgeführten Versuche haben gezeigt, dass auch für Einschrauben parallel zur Faserrichtung die Verankerung der maximalen Zugkraft der Schraube möglich ist. Die Ergebnisse zeigen im Einzelnen:

- Die Schraubenspitzen rufen eine leichte lokale Verminderung des Verbundwiderstandes nur bei sehr kleinen Winkeln zur Faserrichtung ($< 30^\circ$) hervor. Bedingt durch den Verschiebungswiderstand der einzelnen Fasern im Spitzengewinde bleibt die Möglichkeit zur Kraftübertragung zwischen den Verbundelementen bei großen Winkeln ($\geq 30^\circ$) zur Faserrichtung vorhanden. Ein Verminderungswert der effektiven Einbettungslänge der Schraube (l_{ef}) ist in Abhängigkeit zum Winkel vorgeschlagen.
- Die Versuche zur Abbildung der Auswirkung von Längsrissen zeigen, dass bei kleinen Winkeln zwischen Schraube und Holzfaserrichtung die Verankerungslänge der Schraube länger ist, welche auf die Abminderung des Scheranteils der Verbundspannungen zurückzuführen ist. Für die Schrauben mit kleineren Durchmessern bietet sich die Zunahme der Reibungskräfte als Ersatz für die durch den Längsriss verursachte Abminderung des Scheranteils an. Solange die Einbettungslänge der Schraube keinen kritischen Zustand der Verankerungslänge darstellt, werden die Spannungen in der Mantelfläche der Schraube entlang der Einbettungslänge umgelagert und weisen keinen nennenswerten Verschiebungszuwachs auf.
- Die Übertragungslängen der Schrauben mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung betrugen zwischen 15 d und 25 d. Ein Einfluss auf die Verlängerung der Eintragungslänge bei Schraubenkombination in der mittleren Schraube wurde trotz der Erfüllung der Mindestzwischenabstände der Schraube registriert.
- Das fotooptische Messsystem konnte erfolgreich eingesetzt werden. Wobei durch die aufgenommen digitalen Bildern die flächenhafte Erfassung der Dehnungen und Verzerrungen der Holzoberfläche mit hohen Genauigkeiten gewährt wurde. Das Tragverhalten von Vollgewindschrauben im Holz konnte in einer veranschlichten Art und Weise sichtbar gemacht werden.

Im Hinblick auf die numerische Betrachtung und die umgesetzten Verbundabbildungen erfolgte zunächst, basierend auf dem in den Versuchen abgeleiteten Verbundgesetz, die Beschreibung des Verbundtragverhaltens und die Krafteinleitung im Verankerungsbereich der Schrauben. Die Versuche wurden durch numerische, nichtlineare Si-

mulationen mit dem Programm ANSYS ergänzt und nachgerechnet, in dem ein Verbundgesetz in der Verbundschicht des dreidimensionalen Finite-Elemente-Modells implementiert wurde. Die numerischen Simulationen zu den vorliegenden Pull-Out und Lasteinleitungsversuchen ergaben, dass sich sowohl die Übertragungs- als auch die Verankerungslänge unter kurzzeitiger Beanspruchung durch die Verminderung der anisotropen Eigenschaften des Holzes und auch der Winkel zur Faserrichtung sukzessiv vergrößert.

Allerdings sind diese Ergebnisse im Fall einer Langzeitbelastung durch die Verminderung der Verbundspannung mit Versuchen und numerischen Parameterstudien zu überprüfen. Ebenso ist die Überprüfung durch ein analytisches Ingenieurmodell, das die Abnahme der übertragbaren Verbundspannung unter den Kriechbedingungen des Verbunds beschreibt und als Grundlage für die Entwicklung von Bemessungsansätzen dienen kann, zu ergänzen. Die Grundlagen des Verbundkriechens „Bond-Softening“ wurden in Kapitel 3 zusammengefasst.

Experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Langzeitverhalten des Verbunds von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen sind für die Ableitung von Bemessungsmodellen zur Beschreibung des Langzeitverhaltens des Verbunds von Vollgewindeschrauben zu vervollkommen. Dabei ist der Einfluss des Klimawechsels auf das Verbundmedium zwischen den Vollgewindeschrauben und der Brettschichtholzmantelfläche mit unterschiedlichem Belastungsgrad und Verankerungslängen sowie Winkeln zur Holzfaserrichtung zu untersuchen. Dieser Einfluss kann durch Variation des Belastungsgrads und Beibehaltung aller anderen Parameter quantifiziert werden.

Mit den vorliegenden Untersuchungen konnte das Verbundverhalten unter Kurzzeitbeanspruchung grundlegend beschrieben werden. Die vorgeschlagenen Bemessungsansätze ermöglichen eine einfache Dimensionierung des Verankerungsbereichs für mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben bewehrte Holzbauteile. Auch die Kraftübertragung und Ausbreitung im Holzelement bei Zug- und Druckbelastung und unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung wurden ausführlich beschrieben.

Allerdings basieren die Ansätze auf einer Kurzzeitbelastung, so dass weiterer Forschungsbedarf zur Absicherung der vorgestellten Ergebnisse besteht. Insbesondere für die Verbundverankerung von Vollgewindeschrauben unter Langzeitbelastung sollten weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden.

Auch in der Modellierung sind zur Ableitung eines abgesicherten Nachweiskonzeptes weiterführende Untersuchungen für eine vollständige Beschreibung des Verankerungsbereiches von Vollgewindeschrauben im Brettschichtholz unter Langzeitbeanspruchungen erforderlich. Hierbei ist insbesondere der Einfluss der Klimawechsel auf das globale Tragverhalten zu untersuchen. In den bisherigen Untersuchungen konnten hierzu das Tragverhalten unter kurzzeitigen Belastungen mit ausgewählten Einflussparametern durchgeführt werden. Die Ableitung eines abgesicherten Ingenieurmodells für die Verankerungslänge ist auf dieser Basis jedoch noch nicht möglich. Daher soll mit zusätzlichen Langzeitversuchen zum einen die Datenbasis zum Verbundkriechen

der Vollgewindeschrauben angelegt werden und zum anderen der Einfluss von variierenden Randbedingungen (z. B. Klimawechsel) überprüft werden.

Die numerischen Simulationen zu den vorliegenden Pull-Out und Lasteinleitungsversuchen ergaben, dass sich sowohl die Übertragungs- als auch die Verankerungslänge unter kurzzeitigen Beanspruchungen durch die anisotropen Eigenschaften des Holzes und dabei der Winkel zur Faserrichtung sukzessiv vergrößern. Diese Ergebnisse im Fall einer Langzeitbelastung sind durch die Verminderung der Verbundspannung mit Versuchen und numerischen Parameterstudien zu überprüfen. Die Abnahme der übertragbaren Verbundspannung unter den Kriechbedingungen des Verbunds soll in dem analytischen Modell aufgenommen werden.

Für die Ableitung von Abminderungsfaktoren für die Bemessungsansätze sind experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Langzeitverhalten des Verbunds von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholzbauteilen erforderlich. Dabei ist der Einfluss der Klimawechsel an das Verbundmedium zwischen den Vollgewindeschrauben und die Brettschichtholzmantelfläche mit unterschiedlichen Belastungsgraden und Verankerungslängen sowie Winkeln zur Holzfaserrichtung zu untersuchen. Dieser Einfluss kann durch Variation der Belastungsgrade und Beibehalten aller anderen Parameter quantifiziert werden. Darüber hinaus gehören in der numerischen Beschreibung des Verbundtragverhaltens lokale Betrachtungen und Kalibrierung der Verbundelemente (Interface) durch einen Kriechfaktor (φ_t) anhand der Ergebnisse der Langzeitversuche dazu.

11. Literaturverzeichnis

- [1] Aicher, S.; Herr, J.: Bonded glulam-steel rod connections with long anchorage length. In: Otto-Graf-Journal, Volume 8, S. 232-254, Stuttgart, 1997.
- [2] Aicher, S.; Dill-Langer, G.: Influence of moisture, temperature and load duration on performance of glued-in rods. Proceedings, International RILEM Symposium on Joints in Timber Structures, September 12–14, 2001, Stuttgart, Germany, S. Aicher and H.-W. Reinhardt, eds., RILEM, Bagneux, France, S. 383–392.
- [3] Alfano, G.; Crisfield, M. A.: Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. In: International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001, 50 (7), S. 1701-1736.
- [4] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-9.1-449 vom 3. Februar 2009: SPAX® Schrauben als Holzverbindungsmitel. Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin.
- [5] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-9.1-472 vom 01. April 2011: SFS Befestiger WT-T-6,5, WT-T-8,2 und WR-T-8,9 als Holzverbindungsmitel. Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin.
- [6] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-9.1-614 vom 27. Mai 2009: Würth ASSY VG plus Vollgewindeschrauben als Holzverbindungsmitel. Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin.
- [7] American National Standards Institute / American Wood Council: National Design Specification (NDS) for Wood Construction with Commentary. 2012.
- [8] ANSYS Inc. Documentation for ANSYS. Analysis Guides, User's Manual and Theory Reference. Release 11.0; 2007.
- [9] ANSYS, Inc. Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications, Release 12.1, November 2009.
- [10] ARAMIS: User manual-software, GOM – Optical Measuring Technologies, Braunschweig, 2007.
- [11] Ayoubi, M.; Bülte, S.; Hegger, J.: Bond Behaviour of Pretensioned Strands under Cyclic Loading, Proceedings, XIth Bilateral Czech/German Symposium, Liblice, Czech Republic in 2008, S.1-4.
- [12] Ayoubi, M.; Bülte, S.; Will, N.; Hegger, J.: Bond of Pretensioned Strands under High Cycle Fatigue. In: 33rd Symposium of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE), Bangkok, 9.-11.09.2009. – Book of Abstracts, S. 200-201 and CD-ROM – ISBN 978-3-85748-121-5.
- [13] Ayoubi, M.; Trautz, M.: Bond Characteristics of Self-Tapping Screws Used as Reinforcement in Timber Structures. In: IASS Annual Symposium (IASS-APCS 2012), Seoul, 21-24.05.2012- Book of Abstracts, Paper No. FF-086 and 9p. Full-paper in CD-ROM, 2012.

- [14] Ayoubi, M.; Koj, C.; Trautz, M.: Bewehren mit Vollgewindeschrauben. In: Bauen mit Holz, Bruderverlag, Köln, 10/2012, S. 34-39.
- [15] Ayoubi, M.; Koj, C.; Trautz, M.: Mit Vollgewindeschrauben zur biegesteifen Rahmenecke. In: Bauen mit Holz, Bruderverlag, Köln, 02/2013, S. 32-37.
- [16] Ayoubi, M.; Rößler, G.; Trautz, M.; Raupach, M.: Experimental and Numerical Investigation of Bond between Glue-laminated Timber Elements and Self-Tapping Screws. In: IASS Annual Symposium (IASS 2013), Wroclaw, Poland, 23-27 September 2013- Proceedings of the IASS 2013, ISBN 978-83-7493-787-0, p. 167. 9p. Full-paper in CD-ROM and USB Drive "IASS 2013" Paper-Nr. 1131.
- [17] Ayoubi, M.; Trautz, M.: Ausziehverhalten von Vollgewindeschrauben. Forschungsbericht 02/2012; Schriftenreihe des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen, 2013, ISBN 978-3-86310-246-9, ISSN 2196-081X.
- [18] Ayoubi, M.; Trautz, M.; Raupach, M.: Verbundverhalten von Vollgewindeschrauben mit großen Einbindelängen beim Einsatz als Bewehrung in Brettschichtholzbauteilen, Zwischenbericht zum Forschungsprojekt (DFG_RA 650/14-1 & TR 800/2-1), RWTH Aachen. In Bearbeitung, nicht veröffentlicht.
- [19] Barenblatt, G. I.: The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. In: Advances in Applied Mechanics 7 (1962), S. 55–129.
- [20] Beer, R. J.; Vanek, M.; Walden, H. D.: Zuverlässigkeit einer DMS-Meßstelle auf Holz, Kurzzeitstabilität-Langzeitverhalten. In: Holzforschung Holzverwertung, Vol. 42, Nr.3, 1990, S. 48-51, ISSN: 0018-3849.
- [21] Bejtka, I.: Querkzug- und Querdrukverstärkungen - Aktuelle Forschungsergebnisse. In: Tagungsband: Ingenieurholzbau - Karlsruher Tage Bruderverlag Karlsruhe (2003).
- [22] Bejtka, I.: Verstärkungen von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben. Dissertation, Band 2 der Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2005.
- [23] Blaß, H. J.; Eberhard, O.; Ehlbeck, J.; Gerold, M.: Wirkungsweise von eingeleimten Gewindestangen bei der Aufnahme von Querkzugkräften in gekrümmten Biegeträgern und Entwicklung von Bemessungsgrundlagen. Forschungsbericht Teil 3, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, 1996.
- [24] Blaß, H. J.; Laskewitz, B.: Effect of spacing and edge distance on the axial strength of glued-in rods. In: CIB-W18; Meeting 32, Paper 32-7-12, S. 1–12. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18 Timber Structures, 1999.
- [25] Blaß, H. J.: Eingeleimte Gewindestangen, Bemessung nach E DIN 1052 und neuere Forschungsergebnisse. In: Bruderverlag, Albert Bruder GmbH (Herausgeber): Ingenieurholzbau, Karlsruher Tage, Forschung für die Praxis, Seiten 19–28. Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Bruderverlag, 2000.

- [26] Blaß, H. J.; Laskewitz, B.: Glued-in rods for timber structures, effect of distance between rods and between rods and timber edge on the axial strength. Forschungsbericht, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, 2001.
- [27] Blaß, H. J.; Laskewitz, B.: Load carrying capacity of axially loaded rods glued-in perpendicular to the grain. In: Aicher, S. (Herausgeber): Joints in timber structures. Proceedings of the International RILEM Symposium, Band Proceedings 22, S. 363–371, Stuttgart, 2001. RILEM publications.
- [28] Blaß, H. J.; Bejtka, I.: Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben. In: Bauen mit Holz 105 (2003), Heft 10, S. 28-36.
- [29] Blaß, H. J.; Bejtka, I.: Reinforcements perpendicular to the grain using self-tapping screws. In: Proceedings of the 8th World Conference on Timber Engineering, Volume I, Lahti, Finland 2004.
- [30] Blaß, H. J.; Bejtka, I.; Uibel, T.: Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Band 4 der Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2006.
- [31] Blaß, H. J.: Selbstbohrende Schrauben als hochwirksames Verbindungsmittel. In: 6. Grazer Holzbau-Fachtagung 6. GraHFT'07 Tagungsband. Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau. Graz, am 28. September 2007. Hrsg.: Holz.Bau Forschungs GmbH, Graz; TU Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie; 2007, Verlag der Technischen Universität Graz ISBN 978-3-902465-90-0, Seiten: D1-D20.
- [32] Blaß, H. J.; Frese, M.; Glos, P.; Denzler, J.; Linsenmann, P.; Ranta-Maunus, A.: Zuverlässigkeit von Fichten-Brettschichtholz mit modifiziertem Aufbau, Band 11 der Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe 2008, ISBN 978-3-86644-251-1.
- [33] Blumrich, F.: Optische korrelationsbasierte Messtechnik mittels zufälliger Punktemuster. Dissertation, Universität Stuttgart 2009. DLR-Forschungsbericht 2009-10, 129p. Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. (Hrsg.), ISSN 1434-8454. 2009.
- [34] Bodner, J.; Schlag, M. G.; Grull, G.: Fracture Initiation and Progress in Wood Specimens Stressed in Tension - Part III - Clear Wood Specimens with Various Slopes of Grain. In: Holzforschung, 52(1), 1998, S. 95-101.
- [35] Bülte, S.: Zum Verbundverhalten von Spannstahl mit sofortigem Verbund unter Betriebsbeanspruchung, Dissertation, RWTH Aachen University, 2008.
- [36] Bruss, I.: Dreidimensionale Schädigungsmodellierung heterogener Materialien, Dissertation, Institut für Baustatik und Baudynamik der Universität Stuttgart, 2011.
- [37] Carmo, R. N. F.; Lopes, S. M. R.: Influence of Cover on Bond of Strands Prestressed by Pretensioning, Canadian Journal of Civil Engineering, Band 28, Heft 6, December, 2001, S. 938-948.

- [38] Blaß, H. J.; Krüger, O.: Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. Band 15 der Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2010.
- [39] CEB Bulletin d'Information No. 151 (1982): Bond actions and bond behaviour of reinforcement (State-of-the-art report). CEB Bulletin d' Information, Nr. 151, 1982.
- [40] Colling, F.: Erhöhung der Querdruckfestigkeit von Holz mittels selbstschneiden Holzschrauben (G-99/19). Forschungsbericht der Fachhochschule Augsburg.
- [41] Comité Euro-International du Béton: CEB-FIB Model Code 1990. Design Code. Bulletin d'Information No. 213/214, Lausanne 1991.
- [42] Davidson, R. W.: The influence of temperature on creep in wood. In: Forest Products Journal, 12 (August): 377–381, 1962.
- [43] Dencheva, V.: Genauigkeit der digitalen Photogrammetrie; Dissertation; Technische Universität Wien; 2005.
- [44] Denzler, J. K.; Glos, P.: Determination of shear strength values according to EN 408. In: Material und Structures, Vol. 40, S. 79-86, 2007.
- [45] den Uijl, J.: Bond and splitting action of prestressing strand. Proceedings, Bond in Concrete, Riga, Oktober 1992. S. 2/79-2/88.
- [46] den Uijl, J. A.: Bond Modeling of Prestressing Strand. In SP-180: Bond and Development of Reinforcement - A Tribute to Dr. Peter Gergely, S. 145-169. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute, 1998.
- [47] DIBt: Richtlinie für die Prüfung von Spannstählen auf ihre Eignung zur Verankerung durch sofortigen Verbund. Mitteilungen Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, Juni 1980.
- [48] DIN EN 408, Ausgabe August 2004: Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften; Deutsche Fassung.
- [49] DIN 571, Ausgabe November 2010: Sechskant-Holzschrauben. Beuth Verlag GmbH, Berlin 2010.
- [50] DIN 1052, Ausgabe Dezember 2008: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau.
- [51] DIN EN 1382:2000-03. Holzbauwerke – Prüfverfahren- Ausziehtragfähigkeit von Holzverbindungsmitteln; Deutsche Fassung EN 1382:1999. (Timber structures – Test methods – Withdrawal capacity of timber fasteners). Beuth Verlag GmbH, Berlin 2000.
- [52] DIN EN 1990:2010-12. Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung – Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010. Beuth Verlag GmbH, Berlin 2010.
- [53] DIN EN 1995-1-1:2010-12. Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den

- Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1:2008. Beuth Verlag GmbH, Berlin 2010.
- [54] DIN 7998, Ausgabe Februar 1975: Gewinde und Schraubenenden für Holzschrauben.
- [55] DIN EN 13183-1, Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz – Teil 1: Bestimmung durch Darrverfahren; Deutsche Fassung EN 13183-1:2002.
- [56] DIN EN 28970:1991-07. Holzbauwerke; Prüfung von Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln; Anforderungen an die Rohdichte des Holzes (ISO 8970:1989); Deutsche Fassung EN 28970:1991.
- [57] Dondorff, J.: Die Knickfestigkeit des geraden Stabes mit veränderlichem Querschnitt und veränderlichem Druck, ohne und mit Querstützen. Genehmigte Dissertation der Königlichen Technischen Hochschule zu Aachen, Düsseldorf 1907.
- [58] Dudescu, M. C.: Analyse der Eigenschaften von DMS-Messstellen auf Holz. In: HBM- messtechnische briefe 2/2008, S. 2-26, ISSN 1614-619.
- [59] Dugdale, D.: Yielding of steel sheets containing slits. In: Journal of the Mechanics and Physics of Solids 8 (1960), S. 100–104.
- [60] Echavarría, C.: Bolted timber joints with self-tapping screws, Revista EIA Nr. 8, December 2007.
- [61] Fehling, E.: Zur Energiedissipation und Steifigkeit von Stahlbetonbauteilen unter besonderer Berücksichtigung von Rißbildung und verschieblichen Verbund, Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1990.
- [62] Ehlbeck, J.; Ehrhardt, W.: Ermittlung der Tragfähigkeit von eingeleimten Gewindestangen nach Langzeitbelastung. Forschungsbericht, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe, 1994.
- [63] Eligehausen, R., Popov, E. P., Bertero, V.V.: Local Bond Stress-Slip Relationship of Deformed Bars under Generalized Excitations. Report No. UCB/EERC 82-23, University of California, Berkeley, 1983.
- [64] Eligehausen, R.; Kreller, H.; Langer, P.: Untersuchungen zum Verbundverhalten von gerippten Bewehrungsstäben mit praxisüblicher Betondeckung. Mitteilungen des Institut für Werkstoffe im Bauwesen; Universität Stuttgart; 1989/5.
- [65] European Technical Approval ETA-12/0114: Self-tapping screws for use in timber structures, Issued by ETA-Danmark A/S with validity from 17.07.2012-17.07.2017.
- [66] European Technical Approval ETA-11/0190: Self-tapping screws for use in timber constructions, Issued by Deutsches Institut für Bautechnik with validity from 05.09.2011-05.09.2016.
- [67] Fleischmann, M.: Numerische Berechnung von Holzkonstruktionen unter Verwendung eines realitätsnahen orthotropen elasto-plastischen Werkstoffmodells. Dissertation, Technische Universität Wien, 2005.

- [68] Fragiaco, M.; Batchelar, M.; Wallington, C.; Buchanan, A.: Moment joints in timber frames using glued-in steel rods: experimental investigation of long-term performance. In: 11th World Conference on Timber Engineering WCTE 2010, Riva del Garda (Italy), June 20-24, 2010, 10 pp., CD.
- [69] Fragiaco, M.; Batchelar, M.: Timber frame moment joints with glued-in steel rods. Part 2: experimental investigation of long-term performance. In: Journal of Structural Engineering, ASCE, Volume 138, Issue 6 (June 2012), pp. 802–811.
- [70] Franke, L.: Einfluss der Belastungsdauer auf das Verbundverhalten von Stahl in Beton (Verbundkriechen). Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 268, 1976.
- [71] Franke, S.: Zur Berechnung des Tragverhaltens von Holz unter Verwendung eines photogrammetrischen Messsystems, Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2008.
- [72] Frese, M.; Blaß, H. J.: Models for the calculation of the withdrawal capacity of selftapping screws. In Proceedings of CIB-W18, Paper 42-7-3, Dübendorf, Schweiz 2009.
- [73] Frese, M.; Fellmoser, P.; Blaß, H. J.: Modelle für die Berechnung der Ausziehtragfähigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben. European Journal of Wood and Wood Products, Volume 68, Number 4. Springer-Verlag, Berlin 2010.
- [74] Gerold, M.: Verbund von Holz und Gewindestangen aus Stahl. In: Bautechnik, H.4, S. 167-178 und H.12, S. 725, 1992.
- [75] Glos, P.; Denzler, J. K.: Kalibrierung der charakteristischen Schubfestigkeitskennwerte für Vollholz in EN 338 entsprechend den Rahmenbedingungen der nationalen Sortiernorm. Forschungsbericht Nr. 04502, Institut für Holzforschung München, 2004.
- [76] Gong, M.; Komatsu, K.; Nakatani, M.: Fatigue behaviour of lagscrewbolted timber joints, Proceedings of the 8th World Conference on Timber Engineering, WCTE 2004, Vol. 3, pp. 339-343, Lahti, Finland, 2004.
- [77] Goto, Y.: Cracks Formed in Concrete Around Deformed Tension Bars. In: ACI Journal, Vol 68, No 4, pp. 244-251, 1971.
- [78] Gressel, P.: Zur Vorhersage des langfristigen Formänderungsverhaltens aus Kurz-Kriechversuchen. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Vol. 42, S. 293-301, 1984.
- [79] Gressel, P.: Kriechverhalten von Holz und Holzwerkstoffen: Folgerungen für den Formänderungsnachweis in DIN 1052. In: Bauen mit Holz. 86. Nr.4. 216-223p. 1984.
- [80] Gressel, P.: Vorschlag einheitlicher Prüfgrundsätze zur Durchführung und Bewertung von Kriechversuchen. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Vol. 44, S.133-138, 1986.
- [81] Grosse, M.: Zur numerischen Simulation des physikalisch nichtlinearen Kurzzeittragverhalten von Nadelholz am Beispiel

- von Holz-Beton-Verbundkonstruktionen. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2005.
- [82] Gustafsson, P. J.; Serrano, E.; Aicher, S.; Johansson, C. J.: A strength design equation for glued-in rods. In: International Symposium on Joints in Timber Structures, Band 22 der Reihe RILEM Proceedings, Stuttgart, 2001.
- [83] Hansen, K. F.: Mechanical properties of self-tapping screws and nails in wood, In: Canadian Journal of Civil Engineering, Volume 29, Number 5, S. 725-733, October 2002.
- [84] Hegger, J.; Kommer, B.; Nitsch, A.: Bond anchorage of pretensioned tendons in precast elements made out of high performance concrete. Bond in Concrete – From research to standards, fib-Tagung, Budapest, 20.-22.11.2002, Tagungsband S. 103-110.
- [85] Hegger, J.; Will, N.; Bülte, S.; Ayoubi, M.: Influence of Cyclic Loading on the Bond Behaviour of Pretensioned Strands, Proceedings, 11th annual International fib Symposium, London, UK in 2009.
- [86] Hill, R.: The Mathematical Theory of Plasticity. Oxford University Press, London, 1950.
- [87] Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodelle des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile, Dissertation, TU Braunschweig, 1994.
- [88] Hoyer, E.: Der Stahlsaitenbeton. Otto Elsner Verlagsgesellschaft, Berlin Wien Leipzig, 1939.
- [89] Hübner, U.: Auszieh Widerstand von Holzschrauben in Eschen-Brettschichtholz. 3. Comet-Area-Meeting 2009 der holz.bau forschungs gmbh, 2009.
- [90] Hübner, U.; Rasser, M.; Schickhofer, G.: Withdrawal Capacity of Screws in European Ash (*Fraxinus Excelsior* L.), WCTE 2010 Conference Proceedings; Riva del Garda; Italy; 2010.
- [91] Lau, P. W. C.: Factors affecting crack formation in wood as result of nailing. Proceedings of the 1990 International Timber Engineering Conference, Vol. I, Tokyo, 1990.
- [92] Lau, P. W. C.; Tardiff, Y.: Progress report: Cracks produced by driving nails into wood – effects of wood and nail variables. Forintek Canada Corp, 1987.
- [93] Lau, P. W. C.; Tardiff, Y.: A Computer-Aided Image System for Analyzing Cracks Created by Nailing in Wood. Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol. 18, No. 2, 03/1990, S. 131-137, 1990.
- [94] Oh, B. H.; Kim, E. S.: Realistic Evaluation of Transfer Lengths in Pretensioned, Prestressed Concrete Members, ACI Structural Journal, Band 97, Heft 6, 2000, S. 821-830.
- [95] Oh, B. H.; Kim, E. S.; Young C. C.: Theoretical Analysis of Transfer Length in Pretensioned Prestressed Concrete Members. Journal of Engineering Mechanics, Band 132, Heft 10, 2006, S. 1057-1066.

- [96] Janovič, K.: Bericht über den neuen konsolenförmigen Ausziehkörper als Vorschlag für ein allgemeingültiges Verbundprüfung / Technische Universität München, Lehrstuhl für Massivbau. 1979 (1222/Ja/K). – Forschungsbericht.
- [97] Janovič, K.: Verbundverhalten von Bewehrungsstählen unter Dauerbelastung in Normal- und Leichtbeton, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 367, Verlag Ernst & Sohn, Berlin 1986.
- [98] Jensen, J. L.; Nakatani, M.; Quenneville, P.; Walford, B.: A simple unified model for withdrawal of lag screws and glued-in rods. In: European Journal of Wood Products, 69 (4), p 537-544; 2011.
- [99] Jönsson, J.: Load carrying capacity of curved glulam beams reinforced with self-tapping screws. European Journal of Wood and Wood Products, Volume 63, Number 5, 342-346, DOI: 10.1007/s00107-005-0016-5, Springer Berlin/Heidelberg, Juli 2005.
- [100] Johansson, C. J.: Eingeleimte Stäbe. In: Blass, H. J.; Görlacher, R.; Steck, G. (Herausgeber): Step 1, Holzbauwerke nach Eurocode 5, Bemessung und Baustoffe, S. C14/1-C14/7. Fachverlag Holz, Arbeitsgemeinschaft Holz e.V., Düsseldorf, 1995.
- [101] Kangas, J.: Design of joints based on V-shape glued-in rods. In: CIB-W18, Meeting 26, Paper 26-7-4, S. 1–11. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18 Timber Structures, 1993.
- [102] Kangas, J.: Joints of glulam structures based on glued in ribbed steel rods. VTT Publications 196, VTT Building Technology, Technical Research Centre of Finland, 1994.
- [103] Kangas, J.: Capacity, fire resistance and gluing pattern of the rods in V-connections. In: CIB-W18, Meeting 33, Paper 33-7-10, S. 1–13. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18 Timber Structures, 2000.
- [104] Kingston, R. S. T.; Budgen, B.: Some aspects of the rheological behaviour of wood part IV: Non-linear behaviour at high stresses in bending and compression. In: Wood Science and Technology, 1972, Volume 6, Issue 3, pp 230-238.
- [105] Komatsu, K.; Hara Y., Nanami, Y.; Ikki, T.: Development of lagscrewbolt as a connector for Glulam moment-resisting joints. In: Proceedings of Pacific Timber Engineering Conference, Rotorua, New Zealand, 1999, pp.2.349-2.354.
- [106] König, G.; Tue, N.; Kurz, W.: Ein mechanisches Modell zur Beschreibung des Verbundverhalten zwischen Stahl und Beton. DFG, Forschungsbericht, Wiley-VCH, 2000, S. 90 – 115.
- [107] Krenn, H.; Schickhofer, G.: Traglast von auf Zug beanspruchten Schraubenverbindungen mit Stahlblechen. In: Tagungsband, 6. Grazer Holzbau-Fachtagung, Graz, 2007.
- [108] Krenn, H.; Schickhofer, G.: Joints with inclined Screws and Steel Plates as outer Members. In: Proceedings of CIB-W18, pp. 42-7-1, Dübendorf, Schweiz 2009.

- [109] Kurz, W.: Ein mechanisches Modell zur Beschreibung des Verbundes zwischen Stahl und Beton, Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1997.
- [110] Lantos, G.: Reinforced and Post-tensioned Glue-laminated Beams under Development at TRADA Labs. In: Civil Engineering and Public Works Review, London 49, 690, 1964.
- [111] Leonhardt, F.; Mönnig, E.: Vorlesungen über Massivbau, Teil 1: Grundlagen zur Bemessung im Stahlbetonbau, 3. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 1984.
- [112] Lettow, S.: Ein Verbundelement für nichtlineare Finite-Elemente-Analysen: Anwendung auf Übergreifungsstöße. Stuttgart, Univ., Diss., 2006.
- [113] Link, M.: Finite Elemente in der Statik und Dynamik, 2. Auflage, B. G. Teubner Verlag Stuttgart (1989).
- [114] Lippert, P.: Rahmenecken aus Holz mit eingeklebten Gewindestangen. Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart 2002.
- [115] Martin, H.; Noakowski, P.: Verbundverhalten von Betonstählen – Untersuchung auf der Grundlage von Ausziehversuchen. DAfStb, Heft 319, Beuth-Verlag, 1981.
- [116] Moorkamp, W. T.: Zum Kriechverhalten hölzerner Biegeträger und Druckstäbe im Wechselklima, Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2002.
- [117] Möhler, K.; Lautenschläger, R.: Großflächige Queranschlüsse bei Brettschichtholz. Forschungsarbeit, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe, 1978.
- [118] Möhler, K.: Grundlagen der Holz- Hochbaukonstruktionen. In: Holzbau-Atlas, Institut für intern. Architekturdokumentation, München, 1980.
- [119] Möhler, K.; Hemmer, K.: Versuche mit eingeleimten Gewindestangen. Forschungsarbeit, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktion, Universität Karlsruhe, 1981.
- [120] Möhler, K.; Siebert, M.: Eingeleimte Gewindestangen. In: Bauen mit Holz, ISSN: 0005-6545, Jg.: 83, Nr. 5, S. 296–298, 1981.
- [121] Moers, F.: Anschluss mit eingeleimten Gewindestäben. In: Bauen mit Holz, Nr. 4, S. 228-231, 1981.
- [122] Morlier, P.: Creep in Timber Structures (Rilmen Report 8), ISBN 0-203-63048-3 (Adobe eReader Format), ISBN 0 419 18830 4 (Print Edition), Chapman & Hall, London, 1994.
- [123] Nakatani, N.; Komatsu, K.: Development and Verification of Theory on Pull-Out Properties of Lagscrewbolted Timber Joints. In: Proceedings of the 8th World Conference on Timber Engineering, WCTE2004, Vol. 2, p. 95-104, Lathi, Finland, 2004.
- [124] Nakatani, M.: Mechanism of pull-out performance in lagscrewbolted timber joints, 3: Development of a theory of pull-out properties perpendicular to the grain. In: Journal of the Japan Wood Research Society, V. 52(3) p. 160-167, ISSN: 0021-4795, May 2006.

- [125] Nakatani, M.; Walford, B.: Influence of Timber Dimension on Withdrawal Behavior of Lagscrewbolt. In: Proceedings of the World Conference on Timber Engineering 2010, paper. 305(CD-ROM), Riva Del Garda, Italy, June 20-24, 2010.
- [126] Nakatani, M.; Mori, T; Komatsu, K.: Development of Cross Embedded Joint Using Lagscrewbolt. In: Proceedings of the World Conference on Timber Engineering 2012, paper. 155, Auckland, New Zealand, 16 - 19 July, 2012.
- [127] Neuhaus, F. H.: Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit der Holzfeuchte. Ruhr-Universität Bochum, Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen Nr. 81-8, Juli 1981.
- [128] Niemz, P.; Schreiber, J.; Naumann, J.; Stockmann, M.: Experimentelle Ermittlung der Dehnungen im Probenquerschnitt bei Biegebelastung von Holzpartikelwerkstoffen. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Vol 65, Issue 6, S. 459–468, 2007.
- [129] Nitsch, A.: Spannbetonfertigteile mit teilweiser Vorspannung aus hochfestem Beton, Dissertation, Schriftenreihe des Lehrstuhls und Instituts für Massivbau der RWTH Aachen, Heft 13, ISBN 3-9807302-0, 2001.
- [130] Noakowski, P.: Die Bewehrung von Stahlbetonbauteilen bei Zwangsbeanspruchung infolge Temperatur. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 296, 1978.
- [131] Opazo, V. A.; Bustos, A. C.: Study of the Lateral Strength of Timber Joints with Inclined Self-Tapping Screws. In: Proceedings of the 51st International Convention of Society of Wood Science and Technology November 10-12, 2008 Concepción, Chile.
- [132] Pirazzi, C.: Zur Berechnung von Holzschalen in Brettrippenbauweise mit elastischem Verbundquerschnitt. Dissertation, Ecole polytechnique fédérale de Lausanne, 2005.
- [133] Pirnbacher, G.; Schickhofer, G.: Schrauben im Vergleich - eine empirische Betrachtung. In: Tagungsband, 6. Grazer Holzbau-Fachtagung, S. F-1 - F-21, Graz, 2007.
- [134] Pirnbacher, G.; Schickhofer, G.: Base Parameters of self-tapping screws. In: Proceedings of CIB-W18, paper 42-7-1, Dübendorf, Schweiz 2009.
- [135] Pirnbacher, G.: Beanspruchungs- und Optimierungspotentiale selbstbohrender Holzschrauben. In: Forum Holzbau Garmisch 09. (15.) Internationales Holzbauforum (IHF 2009).
- [136] Pörtner, C.; Werner, S.: In Holz eingeklebte stiftförmige faserverstärkte Kunststoffe - Experimentelle Untersuchungen and mechanische Modellierung. In: Bautechnik, Volume 85, Issue 4, S. 219-232, April 2008.
- [137] Pörtner, C.: Untersuchungen zum Verbund zwischen eingeklebten stiftförmigen faserverstärkten Kunststoffen und Holz, Schriftenreihe Bauwerkserhaltung und Holzbau, Heft 2, Universität Kassel.

- [138] PrEN 10080: Stahl für die Bewehrung von Beton – Schweißgeeigneter Betonstahl – Allgemeines; Anhand D: Verbundversuch für gerippten und profilierten Bewehrungsstahl – Ausziehversuch, 2004.
- [139] Ranisch, E. H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton geklebte Bewehrung, Dissertation, TU Braunschweig, 1982.
- [140] Rastogi, R.; Hack, E.: Optical Methods for Solid Mechanics: A Full-Field Approach 2012, Wiley-VCH, Berlin ISBN 978-3-527-41111-5.
- [141] Rehm, G.: Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 139, 1961.
- [142] Rehm, G.; Eligehausen, R.: Verbundverhalten gerippter Betonstähle mit kurzer Einbettungslänge bei nicht ruhender Belastung, Fraunhofer IRB Verlag, 1975, 186 S.
- [143] Reyer, E.; Bretländer, T.: Tragfähigkeit von Nägeln und Schrauben im Hirnholz unter Langzeit-Abscherbelastung im Wechselklima. Band 23 von Schriftenreihe des Lehrstuhls für Baukonstruktionen, Ingenieurholzbau und Bauphysik der Ruhr-Universität Bochum, Universität (Bochum). ISBN 3816746640, 9783816746645; Fraunhofer IRB-Verlag, 2001.
- [144] Reinhardt, H.-W.: Ingenieurbaustoffe, 2. Auflage, ISBN: 978-3-433-60180-8, Ernst & Sohn Verlag, Januar 2012.
- [145] Riberholt, H.: Glued Bolts in Glulam. Serie R, No 210, Department of Structural Engineering, Technical University of Denmark, Lyngby, 1986.
- [146] RILEM/CEB/FIP Recommendation RC 6: Bond Test Reinforcing Steel, 2. Pull-Out Test, International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures, 1st Edition April 1978.
- [147] Rodd, P. D.: Timber Joints Made with Improved Circular Dowel Fasteners. In: Proceedings of the International Timber Engineering Conference, Seattle, Washington State University, Vol. 1, 26-37, 1988.
- [148] Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Rissbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons auf Zug zwischen den Rissen. Dissertation, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 4 Nr. 93. VDI-Verlag, Düsseldorf 1989.
- [149] Rug, W.: Höherveredelung von Holzkonstruktionen durch Anwendung neuer Erkenntnisse der Grundlagenforschung. In: Bauplanung – Bautechnik, 40. Jg., Heft 2, S. 68-71, Februar 1986.
- [150] Sakata, H.; Yamazaki, Y.; Miyaki, S.; Ito, H.; Fujishiro, A.; Odani, R.: A Study on Flexural-Shear Behavior of Timber Joint Using Lagscrewbolts and Driftpins. In: Proceedings of the World Conference on Timber Engineering, paper. 438, Auckland, New Zealand, 16 - 19 July, 2012.
- [151] Schober, K. U.: Untersuchungen zum Tragverhalten hybrider Verbundkonstruktionen aus Polymerbeton faserverstärkten Kunststoffen und Holz. Dissertation. Bauhaus-Universität Weimar.

- [152] Schülter, V. G.: Entwicklung eines experimentell gestützten Bewertungsverfahrens zur Optimierung und Charakterisierung der Dehnungsübertragung oberflächenapplizierter Faser-Bragg-Gitter-Sensoren, Dissertation, BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin 2010, BAM-Dissertationsreihe, Band 56, ISSN 1613-4249, ISBN 978-3-9813346-7-8.
- [153] Shih, C. F.; Lee, D.: Further developments in anisotropic plasticity, Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, July 1978, Vol. 100, S. 294-302.
- [154] Shima, H.; Chou, L.-L.; Okamura, H.: Bond-Slip-Strain Relationship of Deformed Bars. In: Bond in Concrete – From Research to Practice, Proceedings. Riga: Comité Euro-International du Béton, Oktober 1992, S. 11.38-11.47.
- [155] Shima, H.; Chou, L.-L.; Okamura, H.: Micro and macro models for bond in reinforced concrete. In: Journal of the Faculty of Engineering (Tokyo) 39, 1987, S. 133-194.
- [156] SIA 265:2003. Holzbau, Schweizer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 2003.
- [157] Siemers, M.: Klassifizierung von Brettschichtholzbalken mit Hilfe der Parameteridentifikation, Dissertation, Universität Gesamthochschule Kassel, ISBN 3-933146-15-1, Kassel, 1998.
- [158] Sippel, T. M.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetontragwerken unter Betriebsbelastung, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Mitteilungen 1996/3, Universität Stuttgart, 1996, 195 pp.
- [159] Sippel, T. M.: Modelling of bond behaviour. In: Serviceability Models. Lausanne: Comité Euro-International du Béton, 1997 (CEB Bulletin 235), S. 96-104.
- [160] Sippel, T. M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetontragwerken unter Betriebsbelastung. Berlin: Beuth, 2003 (Deutscher Ausschuss für Stahlbeton 540).
- [161] Standard Association of New Zealand. (1993): New Zealand Timber Standards – code of practice for timber design. Rep. NZS 3603, Standard Association of New Zealand, Wellington, New Zealand.
- [162] Synnergren, P.; Sjö Dahl, M.: A stereoscopic digital speckle photography system for 3-D displacement field measurements. Optics and Lasers in Engineering 31 (1999), S. 425-443.
- [163] Szabó, I.: Einführung in die Technische Mechanik, Nachdruck der achten, neu bearbeiteten Auflage, Springer-Verlag Berlin/Heidelberg 1984.
- [164] Tepfers, R.: A Theory of Bond Applied to Overlapped Tensile Reinforcement Splices for Deformed Bars. Publication 73:2, Division of Concrete Structures. Chalmers University of Technology, Göteborg, 1973.
- [165] Tepfers, R.: Cracking of concrete cover along anchored deformed reinforcing bars. In: Magazine of Concrete Research: Vol. 31, No. 106: March 1979, S. 3-12.

- [166] Tomasi, R.; Crosatti, A.; Piazza, M.: Theoretical and experimental analysis of timber-to-timber joints connected with inclined screws. In: *Construction and Building Materials*. Volume. 24, Number. 9, S. 1560-1571. September 2010.
- [167] Trautz, M.; Ayoubi, M.; Koj, C.: Bond behaviour by strengthening of timber structures with self-tapping screws, *Proceedings, XIIth Bilateral Czech/German Symposium, Bremen, Germany in 2010*.
- [168] Trautz, M.; Koj, C.: Mit Schrauben Bewehren. In: *Bautechnik*, Volume 85, Issue 3, S. 190-196, March 2008.
- [169] Trautz, M.; Koj, C.: Mit Schrauben Bewehren – Neue Ergebnisse. In: *Bautechnik*, Volume 86, Issue 4, S. 228-238, April 2009.
- [170] Trautz, M.; Koj, C.: Self-tapping screws as reinforcement for timber structures. In: Domingo, A.; Lázaro, C (ed.): *Evolution and Trends in Design, Analysis and Construction of Shell and Spacial Structures, Proceedings of the IASS Symposium 2009, Valencia, 2009*.
- [171] Trautz, M.; Koj, C.; Ayoubi, M.: Fügen und Verstärken von Holzbauteilen mit Vollgewindeschrauben. In: *Tagungsband der Aachener Holzbautagung 2013, Aachen 05-06. September, ISSN 2197-4489, S. 26 -33*.
- [172] Tsai, S. W.; Wu, E. M.: A General Theory of Strength for Anisotropic Materials, *Journal of Composite Material*, Vol. 5, 1971, S. 58-80.
- [173] Uibel, T.; Blass, H. J.: Bemessungsvorschläge für Verbindungsmittel in Brettsperrholz. In: *Bauen mit Holz 111 (2009) H. 2 S. 46-53*.
- [174] Uibel, T.: Beurteilung der Spaltgefahr beim Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben. In: *15. Internationales Holzbau-Forum, Garmisch 2009*.
- [175] Uibel, T.: Spaltverhalten von Holz beim Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben, *Dissertation, Fakultät für Bauingenieur, Geo- und Umweltwissenschaften des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT), Karlsruhe, 2012*.
- [176] Vogelsberg, A. H.: Zur Eigenspannungsermittlung in Holz. *Dissertation, RWTH-Aachen University, ISBN: 978-3-8440-0594-3, 2011*.
- [177] Volkersen, O.: Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen. Teil 1. *Energie und Technik, März, S. 68–71, 1953*.
- [178] Volkersen, O.: Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen. Teil 2. *Energie und Technik, Mai, S. 103–108, 1953*.
- [179] Volkersen, O.: Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen. Teil 3. *Energie und Technik, Juli, S. 150–154, 1953*.
- [180] Wakashima, Y.; Okura, K.; Kyotani, K.: Development of ductile semi-rigid joints with lag screw bolts and glued-in rods. In: *Proc., 11th World Conf. on Timber Engineering (WCTE 2010) (CD-ROM), Ceccotti, A. and van de Kuilen, J.-W. , eds., Riva del Garda, Italy, June 20–24, 2010*.
- [181] Xu, X. P.; Needleman, A.: Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix, *Modelling and Simulation in Material Science Engineering*, 1:111-132.

- [182] Xu, X. P.; Needleman, A.: Numerical simulations of fast crack growth in brittle solids, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 42, No. 9, 1994, S. 1397-1434.
- [183] Zilch, K.; Zehetmaier, G.: *Zugkraftaufteilung bei klebarmierten Biegebauteilen unter Berücksichtigung des Verbundverhaltens*. T 3065, Fraunhofer IRB Verlag. ISBN 978-3-8167-6731-2, 2005.

Anhang

Inhaltsverzeichnis

A 1	Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Materialien	A 5
A 1.1	Schraubenkennwerte	A 5
A 1.2	Holzkennwerte	A 7
A 2	Pull-Out Versuche	A 13
A 2.1	Angaben zu den Pull-Out Versuchen	A 13
A 2.2	Versuchsergebnisse	A 14
A 2.3	Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche mit eingebetteter Spitze	A 31
A 2.4	Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche mit Längsriss	A 33
A 2.5	Sägeschnitte der Versuchskörper	A 37
A 3	Lasteinleitungsversuche	A 44
A 3.1	Angaben zu den Lasteinleitungsversuchen	A 44
A 3.2	Vergleichsstudie zur Messgenauigkeit des optischen Messverfahrens	A 45
A 3.3	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse	A 51
A 4	Parameter des Finite-Elemente-Modells und ihre Bestimmung	A 119
A 4.1	Kennwerte der verwendeten Materialgesetze	A 119

A 1 Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Materialien

A 1.1 Schraubenkennwerte

Die Zugfestigkeit und das Elastizitätsmodul der Schrauben wurden stichprobenhaft für alle drei untersuchten Schraubendurchmesser (8, 10 und 12 mm) durch Zugversuche am Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (Bild A 1-1) ermittelt. Bild A 1-2 stellt die Bruchbilder der Proben und die Bilder A1-3, A 1-4 und A 1-5 die Kraft-Dehnungskurven der einzelnen Zugversuche der Schrauben dar.

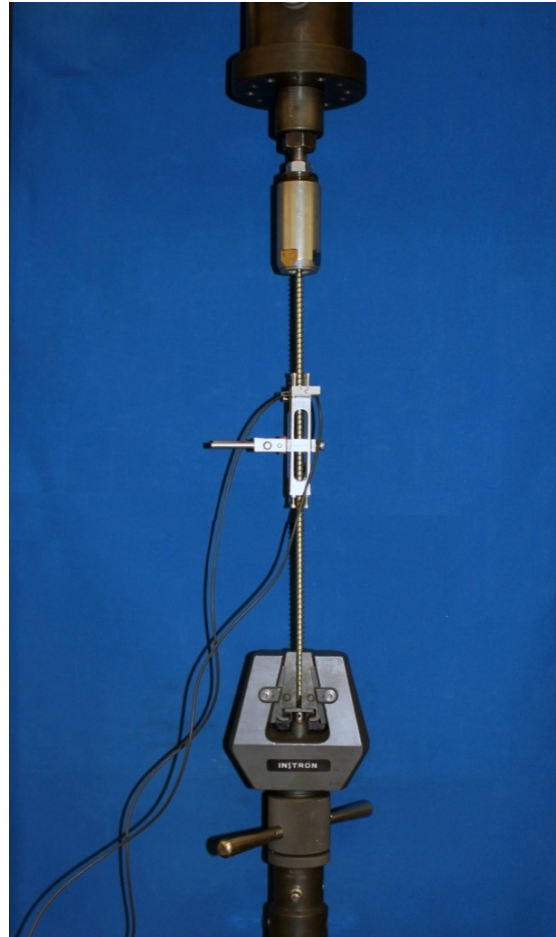
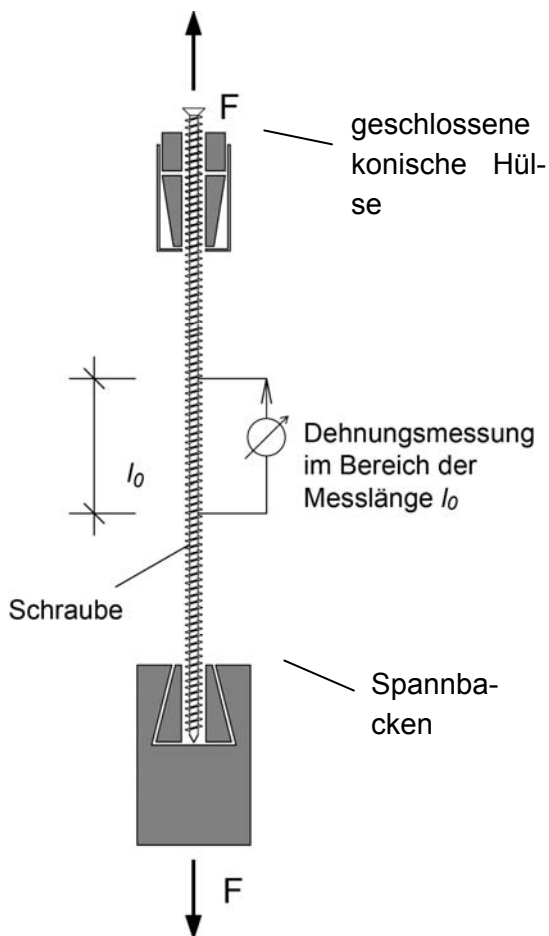


Bild A 1-1: Zugversuche der Schrauben zur Ermittlung der Zugfestigkeit und des Elastizitätsmoduls der Schrauben.

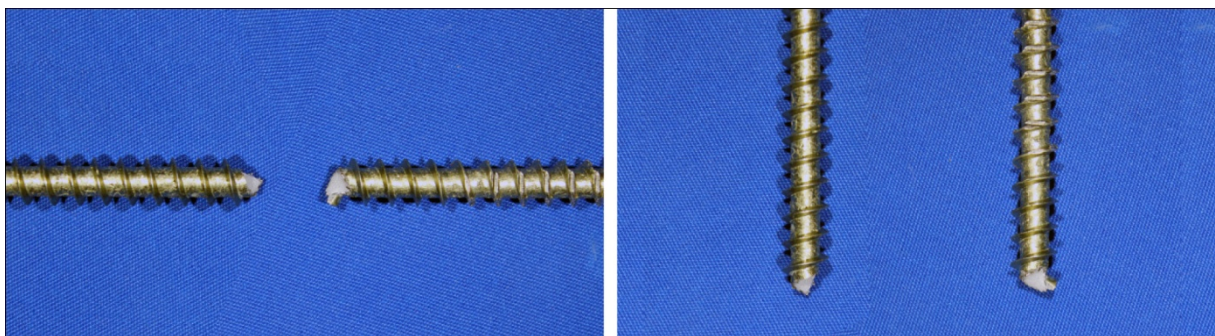


Bild A 1-2: Bruchbilder der Schrauben aus der Zugversuche

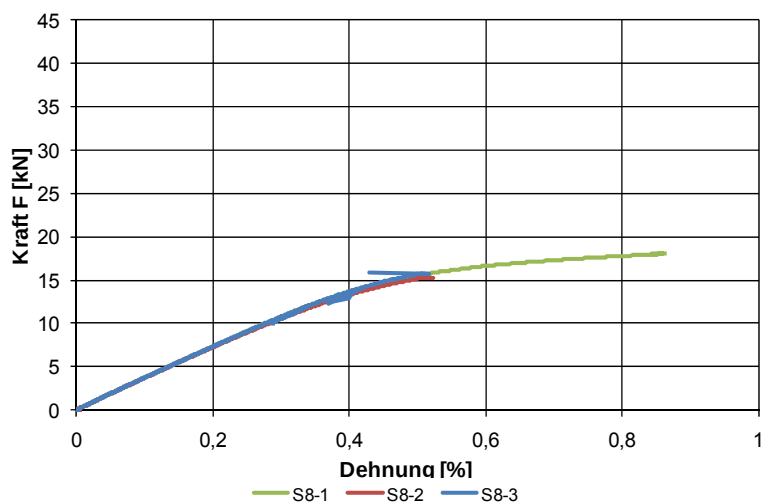


Bild A 1-3: Kraft-Dehnungskurven der einzelnen Zugversuche der Schrauben mit dem Durchmesser von 8 mm.

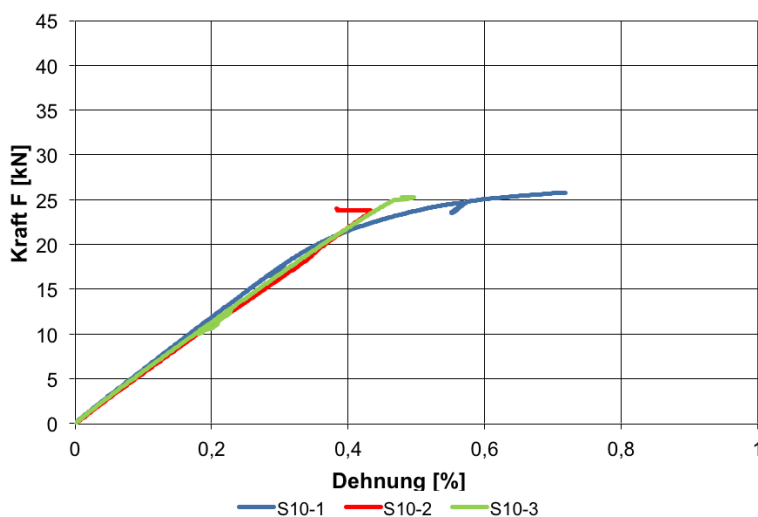


Bild A 1-4: Kraft-Dehnungskurven der einzelnen Zugversuche der Schrauben mit dem Durchmesser von 10 mm.

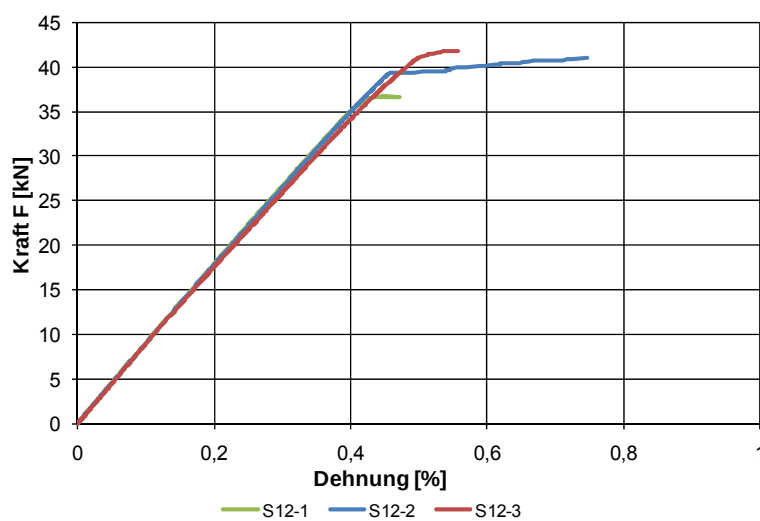


Bild A 1-5: Kraft-Dehnungskurven der einzelnen Zugversuche der Schrauben mit dem Durchmesser von 12 mm.

A 1.2 Holzkennwerte

A 1.2.1 Bestimmung des Zug-Elastizitätsmoduls und der Zugfestigkeit in Faserrichtung

Zur Bestimmung der Zugfestigkeit und des Zug-Elastizitätsmoduls der verwendeten Hölzer wurden zahlreiche Zugversuche an Brett-schichtholz-Chargen mit zwei unterschiedlichen Abmessungen durchgeführt. Die Versuchskörper der ersten Größe haben einen gleichmäßigen Querschnitt von $40 \times 40 \text{ mm}^2$, die der zweiten Größe haben einen kleineren, konstanten Querschnitt. In der Mitte des zweiten Körpers, auf einer Länge von 200 mm, entspricht die Messlänge der Dehnungsaufnehmer den Vorschriften der DIN EN 408:2012-10. Am Lasteinleitungsbereich hat dieser Versuchskörper einen Querschnitt von $40 \times 40 \text{ mm}^2$, welcher sich sukzessive kurvenförmig auf $25 \times 40 \text{ mm}^2$ verjüngt. Ziel hierbei ist es, Spannungsspitzen zu vermeiden.

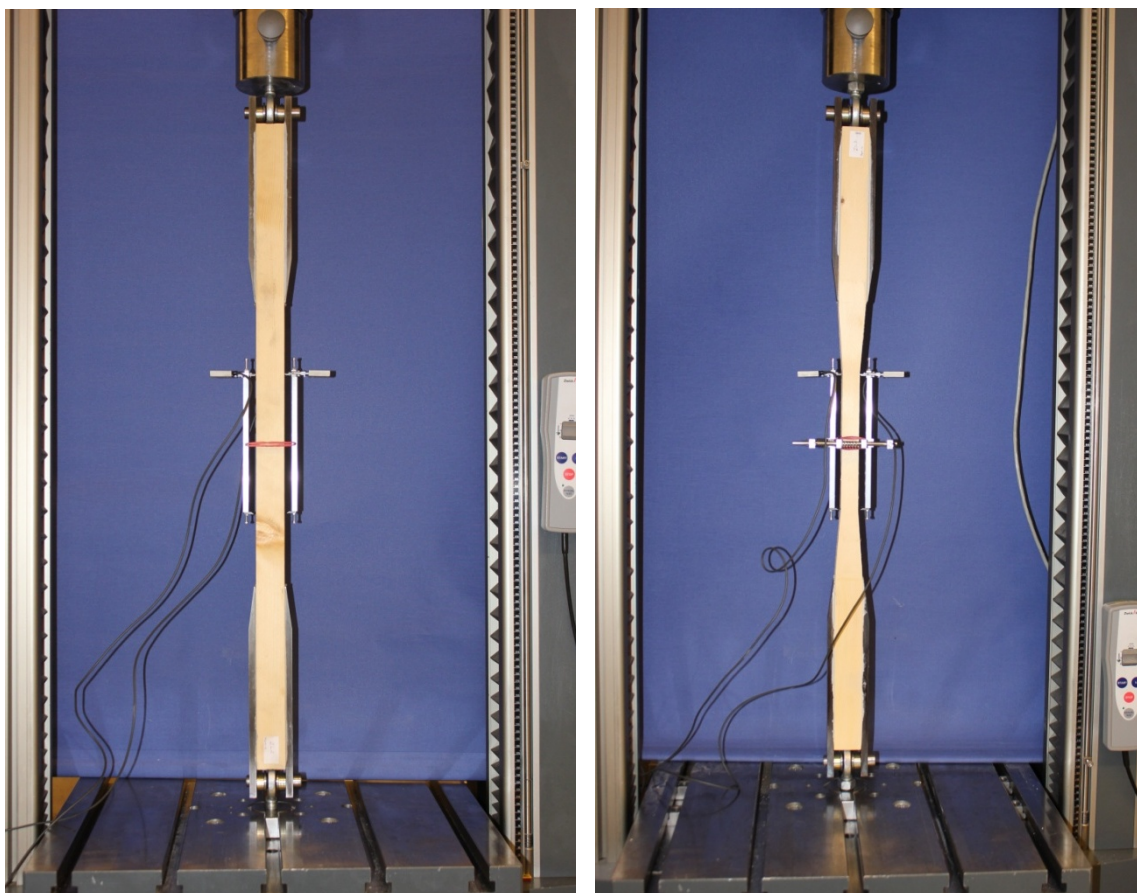
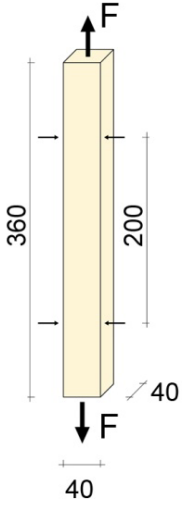


Bild A 1-6: Versuchsaufbau der Zugversuche mit gleichmäßigem Querschnitt (links) und mit verjüngtem Querschnitt der Probekörper (rechts).

Anbei werden die Ergebnisse der zwei Versuchskörper unterschiedlicher Abmessungen zusammengefasst und die Versuche zur Bestimmung der anderen Materialkennwerte nach DIN EN 408:2012-10 und Darrproben nach DIN EN 13183 – 1:2002-07 dargestellt.

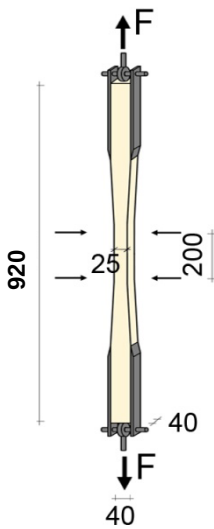
Verfahren mit gleichmäßigem Querschnitt der Probekörper aus der Holzgüte GL 24h

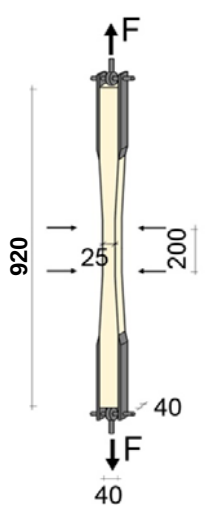
Serie ZL Versuchsgeschwindigkeit [0,3 mm/min]					
Probe H 360 mm B 40 mm T 40 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Versagensart
Z 4	434,3	16,7	10892,0	10,5	Kleber im Anker
Z 8	433,6	19,2	11024,6	12,0	Kleber im Anker
RZ 4	439,9	16,7	10892,0	10,5	Kleber im Anker
Serie ZL Versuchsgeschwindigkeit [0,5mm/min]					
Probe H 360 mm B 40 mm T 40 mm	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Versagensart
Z 2	419,8	12,8	12074,6	8,0	Kleber im Anker
Z 9	477,2	21,4	12183,9	13,4	Kleber im Anker
Z 10	424,2	34,7	10810,2	21,7	Kleber im Anker
Z 11	504,1	27,2	14327,3	17,0	Kleber im Anker
Z 12	425,1	26,3	12920,6	16,4	Klebefuge
Z 13	421,7	30,4	10743,4	19,0	Klebefuge
Z 14	493,4	30,7	10235,7	19,1	Klebefuge



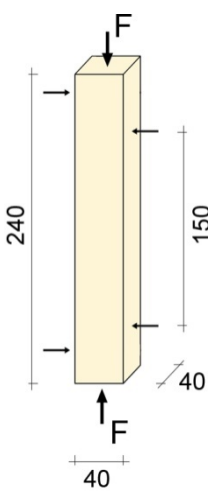
Verfahren mit verjüngtem Querschnitt der Probekörper aus der Holzgüte GL 24h

Serie ZL_V Versuchsgeschwindigkeit [0,5 mm/min]					
Probe H 920 mm B 40 mm T 40 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Versagensart
ZL 7	418,5	17,6	6956,3	17,6	Lokalversagen aufgrund eines lokalen Fehlers
ZL 1	443,4	30,1	14350,5	30,1	Scherversagen im Ankerbereich
T-LS-1	-	41,9	11200,6	41,9	Scherversagen im Ankerbereich



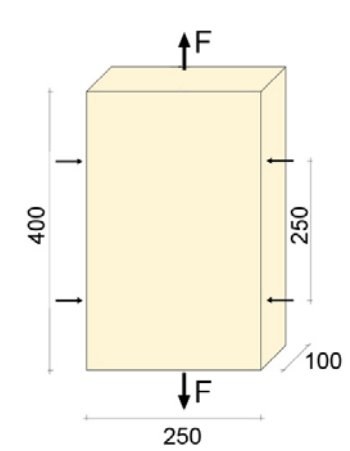
Serie ZL_V Versuchsgeschwindigkeit [0,5 mm/min]						
Probe H 920 mm B 40 mm T 40 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Versagensart	
T-LS-2	-	37,1	13268,8	37,1	Scherversagen im Ankerbereich	
T-LS-3	-	43,5	17001,4	41,8	Scherversagen im Ankerbereich	
T-LS-4	-	50,9	13433,7	50,9	Zugbruch	

A 1.2.2 Bestimmung des Druck-Elastizitätsmodul und Druck in Faserrichtung aus der Holzgüte GL 24h

Serie DL Versuchsgeschwindigkeit [0,7 mm/min]						
Probe H 240 mm B 40 mm T 40 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E-Modul [N/mm ²]	Druckfestigkeit [N/mm ²]	Versagensart	
D 2	516,2	82,0	14949,3	51,3	Druck	
DR 2	445,3	66,9	12443,8	41,8	Druck	
D 4	427,6	64,7	11021,2	40,5	Druck	
DR 4	453,3	72,4	15182,6	45,3	Druck	
D 6	381,3	56,5	9480,3	35,3	Druck	
DR 6	428,6	69,0	13242,9	43,2	Druck	
D 8	442,2	57,2	10603,2	35,8	Druck	
DR 8	463,9	62,0	11871,5	38,8	Druck	

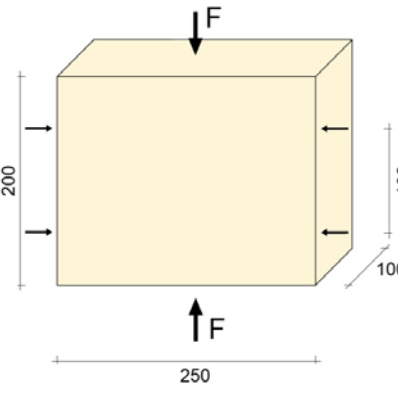
A 1.2.3 Bestimmung des Zug-Elastizitätsmoduls und der Zugfestigkeit senkrecht zur Faser aus der Holzgüte GL 24h

Serie ZQ Versuchsgeschwindigkeit [0,3 mm/min]					
Probe H 400 mm B 250 mm T 100 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E-Modul _⊥ [N/mm ²]	Zug- festigkeit [N/mm ²]	Versagens- art
Z 1	443,4	16,9	230,7	0,7	Querzug
Z 3	453,5	11,7	258,7	0,5	Querzug
Z 5	454,0	16,3	246,1	0,7	Querzug
Z 7	418,5	21,5	315,5	0,9	Querzug

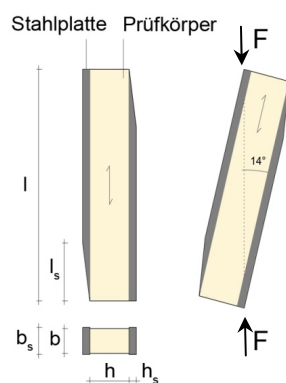


A 1.2.4 Bestimmung des Druck-Elastizitätsmoduls und der Druckfestigkeit senkrecht zur Faser aus der Holzgüte GL 24h

Serie DQ Versuchsgeschwindigkeit [3 mm/min]					
Probe H 200 mm B 250 mm T 100 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E- Modul _⊥ [N/mm ²]	Druck- festigkeit [N/mm ²]	Ver- sagens- art
D 1	471,3	101,1	183,8	4,0	Druck
D 3	454,8	82,7	219,0	3,3	Druck
Serie DQ Versuchsgeschwindigkeit [2 mm/min]					
D 5	434,4	89,4	256,6	3,6	Druck
D 7	465,8	110,5	279,8	4,4	Druck



A 1.2.5 Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserrichtung aus der Holzgüte GL 24h

Serie DQ Versuchsgeschwindigkeit [0,5 mm/min]						Abmessung der Probekörper	
Probe L 300 mm B 32 mm H 55 mm	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	E- Modul _⊥ [N/mm ²]	Scher- festigkeit [N/mm ²]	Ver- sagensart	$l = 300 \text{ mm}$	$l_s = 75 \text{ mm}$
						$b = 32 \text{ mm}$	$b_s = 35 \text{ mm}$
						$h = 55 \text{ mm}$	$h_s = 10 \text{ mm}$
S1	410,6	49,0	-	5,0	Scher		
S2	441,7	47,2	-	4,8	Scher		
RS2	458,7	52,1	-	5,3	Scher		
S 3	470,9	55,7	-	5,7	Scher		
RS 3	414,8	41,4	-	4,2	Scher		
S 4	400,6	55,5	-	5,6	Scher		

A 1.2.6 Bestimmung der Holzfeuchte mit dem Darrverfahren nach DIN EN 13183 – 1:2002-07 aus der Holzgüte GL 24h

Serie DR					
Probe H 200 mm B 32 mm T 50 mm	Rohdichte [kg/m ³]	Feuchte- gehalt [%]	Probe H 200 mm B 32 mm T 50 mm	Rohdichte [kg/m ³]	Feuchte- gehalt [%]
DR1	391,1	10,3	R - DR3	381,7	10,4
DR2	470,3	10,7	R - DR4	439,3	6,9
R - DR1	413,4	11,1	DR6	426,9	10,8
R - DR2	392,7	9,5	DR7	460,6	10,9
DR3	375,6	11,0	DR8	445,6	11,0
DR4	453,3	15,2	DR9	445,9	11,3
DR5	519,8	10,5	DR10	449,4	10,8
R -DR5	435,1	10,7	DR11	506,3	11,1
DR12	426,9	10,8			
Mittelwert	m	10,8 %	5%-Quantil	$q_{0,05}$	8,9 %
Standardab- weichung	s	1,6 %	95%-Quantil	$q_{0,95}$	12,3%

A 2 Pull-Out Versuche

A 2.1 Angaben zu den Pull-Out Versuchen

Die Herstellung der Versuchskörper aus Brettschichtholz erfolgte in der Holzwerkstatt des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen. Die Versuchskörper wurden im entsprechenden Winkel zur Holzfaserrichtung aus homogenem Brettschichtholz mit dem Querschnitt von $20 \times 64 \text{ cm}^2$ zugeschnitten. Bild A 2-1 stellt exemplarisch den Schneideplan der Proben mit unterschiedlichen Winkeln und Längen dar.

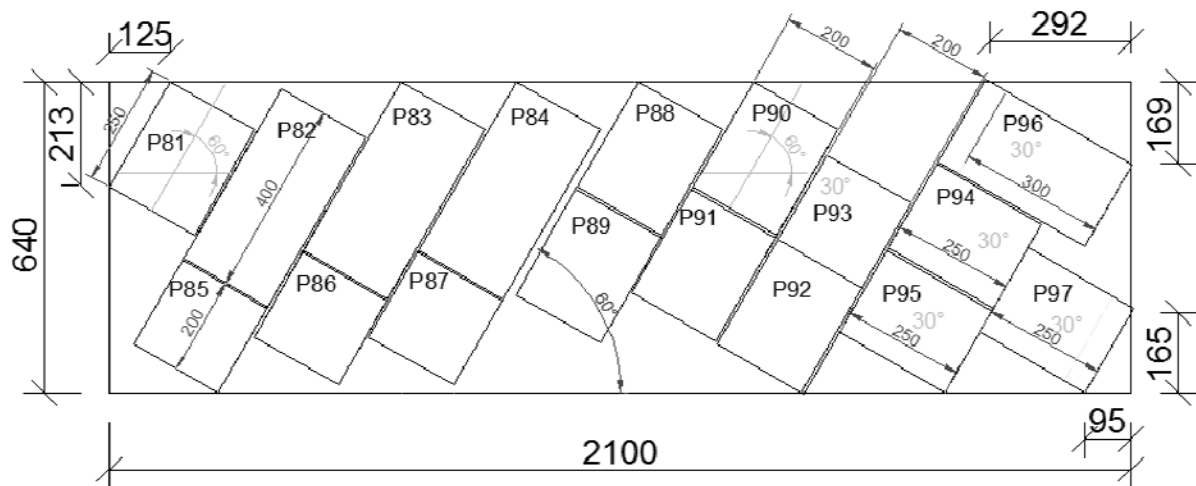


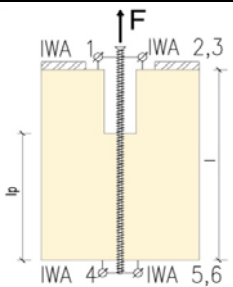
Bild A 2-1: Schneideplan (in mm) des Brettschichtholzträgers T6.

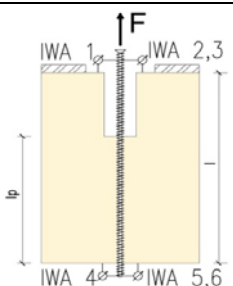
Zur Bestimmung der Holzrohddichte wurden die Abmessungen und die Masse aller Probekörper ermittelt. Dabei betrug die mittlere Rohddichte m für alle Pull-Out Versuchskörper (einschließlich der Versuche mit eingebetteter Spitze und mit Längsriss) $452,7 \text{ kg/m}^3$. Die statistische Auswertung der Rohddichte in kg/m^3 ist in Tabelle A 2-1 zusammengefasst.

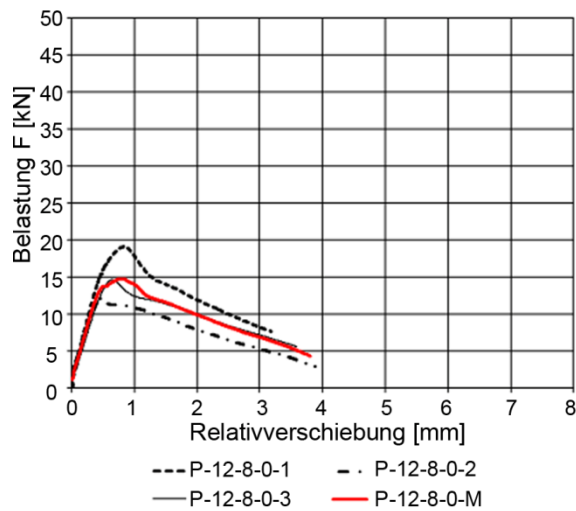
Mittelwert m	452,7
Standardabweichung s	39,8
5 %-Quantil $q_{0,05}$	418,3
95 %-Quantil $q_{0,95}$	498,3

Tabelle A 2-1: Statistische Verteilung der Rohddichte der Probekörper der Pull-Out Versuche in kg/m^3 .

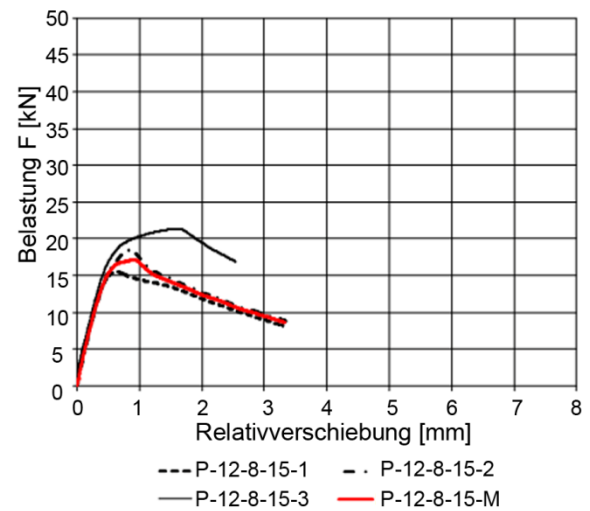
A 2.2 Versuchsergebnisse

Holzgüte GL 24h Probenabmessungen $d_s = 8 \text{ mm}$ $l_p = 120 \text{ mm}$ $l_e = 80 \text{ mm}$ $l = 200 \text{ mm}$						
						
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-12-8-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	P-12-8-0-1	458,5	19,1	0,8	30,9	Verbund
	P-12-8-0-2	443,4	12,1	0,5	29,4	Verbund
	P-12-8-0-3	447,7	14,6	0,6	26,3	Verbund
P-12-8-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	P-12-8-15-1	424,5	15,5	0,6	35,2	Verbund
	P-12-8-15-2	456,6	18,5	0,9	34,9	Verbund
	P-12-8-15-3	418,6	21,4	1,6	35,6	Verbund
P-12-8-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	P-12-8-3-1	448,5	20,3	1,2	29,7	Verbund
	P-12-8-3-2	438,1	17,0	0,9	27,7	Verbund
	P-12-8-3-3	444,4	18,1	0,9	31,1	Verbund
P-12-8-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-12-8-6-1	434,4	21,6	2,0	21,6	Verbund
	P-12-8-6-2	449,1	17,4	1,4	18,5	Verbund
	P-12-8-6-3	435,7	18,8	1,4	23,1	Verbund
P-12-8-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-12-8-9-1	437,3	17,6	1,6	16,2	Verbund
	P-12-8-9-2	437,8	16,9	1,6	15,3	Verbund
	P-12-8-9-3	440,5	19,2	1,6	18,5	Verbund

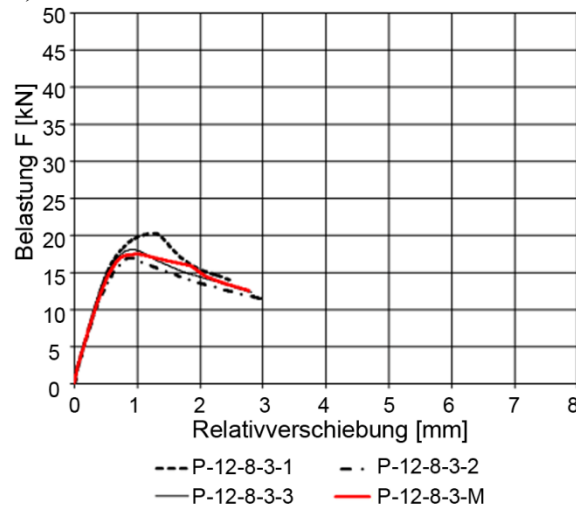
Holzgüte GL 24h Probenabmessungen $d_s = 8 \text{ mm}$ $l_p = 160 \text{ mm}$ $l_e = 90 \text{ mm}$ $l = 250 \text{ mm}$						
						
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-16-8-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	P-16-8-0-1	452,9	20,1	1,1	32,8	Verbund
	P-16-8-0-2	433,6	13,5	0,5	41,7	Verbund
	P-16-8-0-3	438,4	13,7	0,5	37,5	Verbund



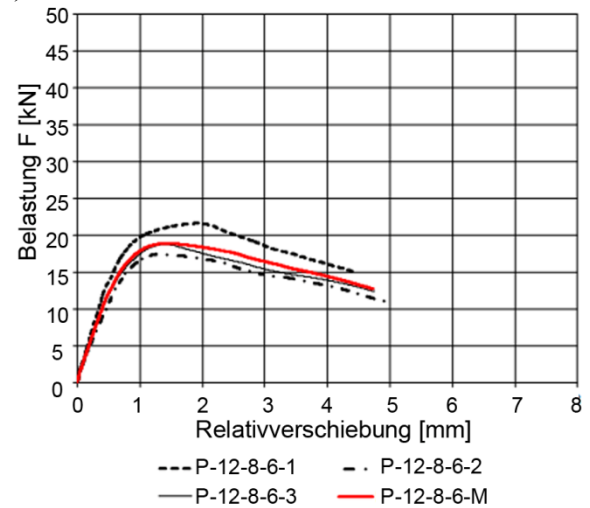
a) Serie P-12-8-0



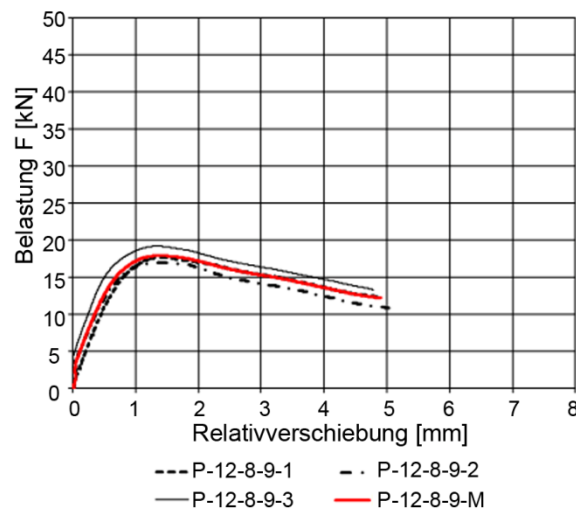
b) Serie P-12-8-15



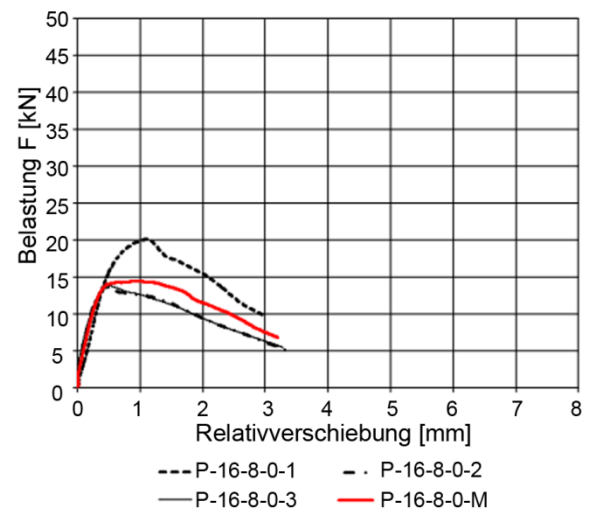
c) Serie P-12-8-3



d) Serie P-12-8-6



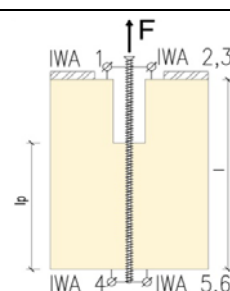
e) Serie P-12-8-9



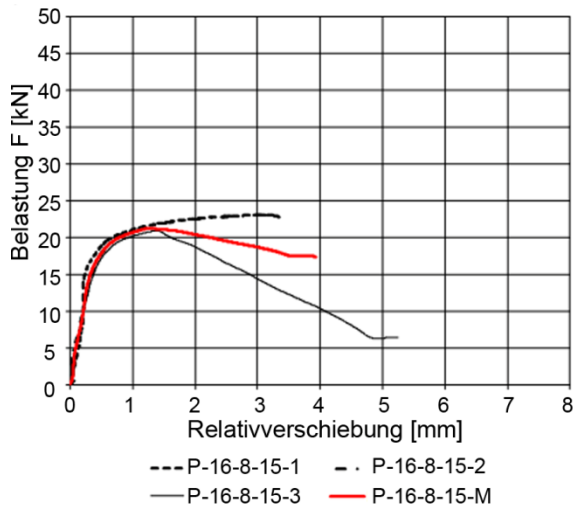
f) Serie P-16-8-0

Bild A 2-2: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

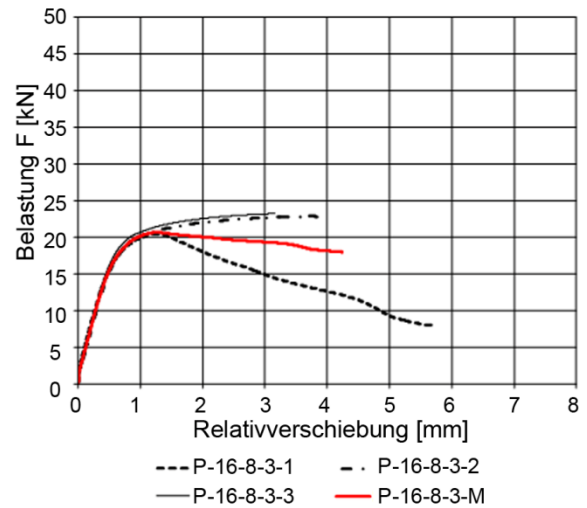
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-16-8-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-16-8-15-1	437,5	23,0	3,1	33,8	Stahl
	P-16-8-15-2	440,2	23,0	3,1	29,6	Stahl
	P-16-8-15-3	431,4	20,9	1,4	33,8	Verbund
P-16-8-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-16-8-3-1	446,2	22,8	3,7	29,9	Stahl
	P-16-8-3-2	438,5	20,4	1,3	25,7	Verbund
	P-16-8-3-3	452,5	23,2	3,4	32,3	Stahl
P-16-8-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-16-8-6-1	433,3	22,5	3,7	24,6	Stahl
	P-16-8-6-2	437,1	23,2	3,4	27,9	Stahl
	P-16-8-6-3	449,0	22,8	3,6	24,7	Stahl
P-16-8-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-16-8-9-1	444,9	23,1	4,1	19,5	Stahl
	P-16-8-9-2	431,8	22,7	3,3	19,8	Stahl
	P-16-8-9-3	545,9	23,0	3,5	23,1	Stahl

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 8 \text{ mm}$ $l_p = 200 \text{ mm}$ $l_e = 100 \text{ mm}$ $l = 300 \text{ mm}$ 

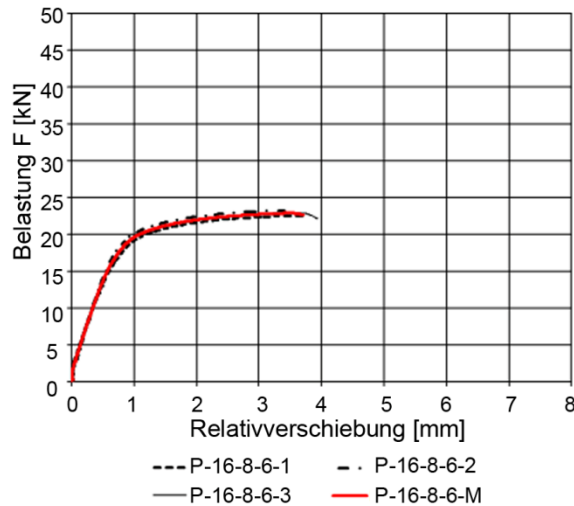
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-20-8-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-8-0-1	430,3	20,5	3,0	17,4	Stahl
	P-20-8-0-2	472,8	19,9	3,1	22,0	Stahl
	P-20-8-0-3	440,0	20,4	2,6	20,7	Stahl
P-20-8-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-8-15-1	457,4	15,5	0,6	35,2	Stahl
	P-20-8-15-2	413,2	18,5	0,9	34,9	Stahl
	P-20-8-15-3	464,4	21,4	1,6	35,6	Stahl



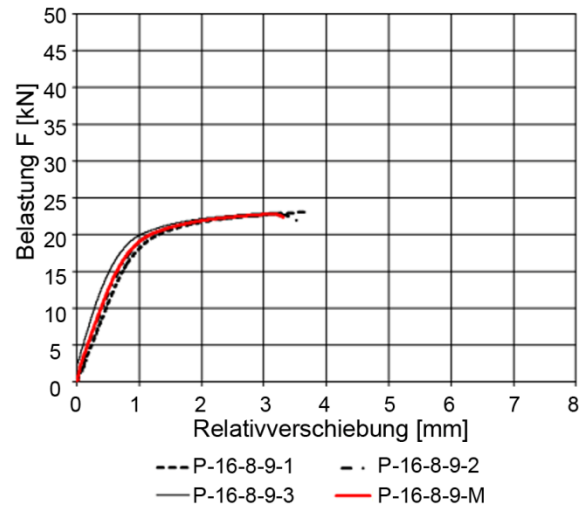
a) Serie P-16-8-15



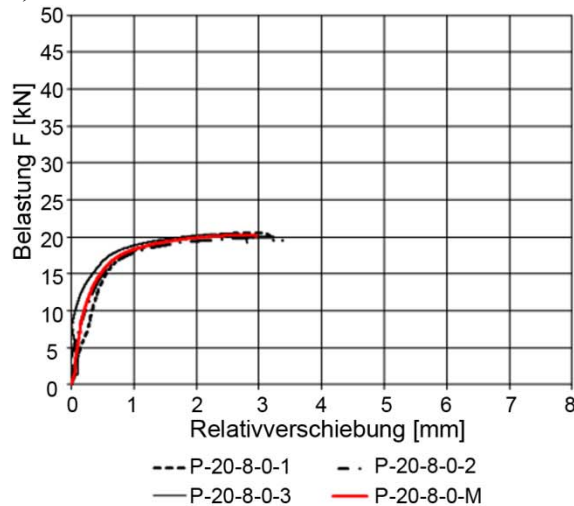
b) Serie P-16-8-3



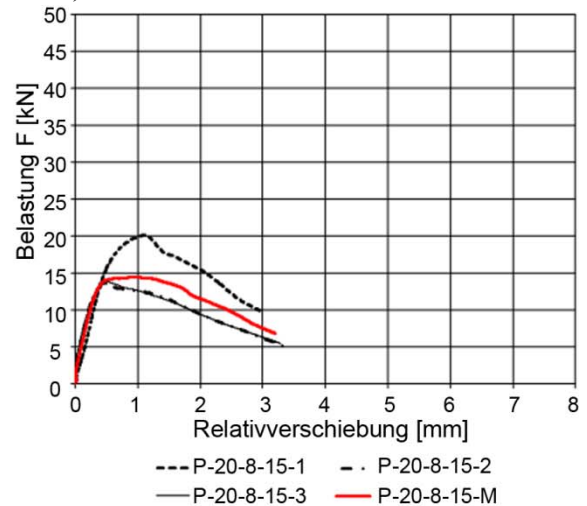
c) Serie P-16-8-6



d) Serie P-16-8-9



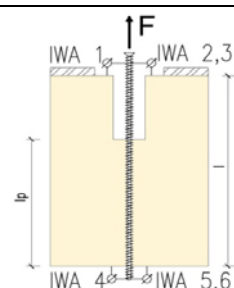
e) Serie P-20-8-0



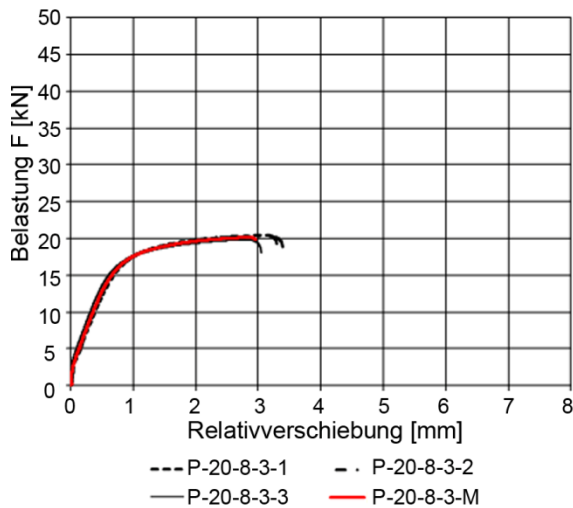
f) Serie P-20-8-15

Bild A 2-3: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

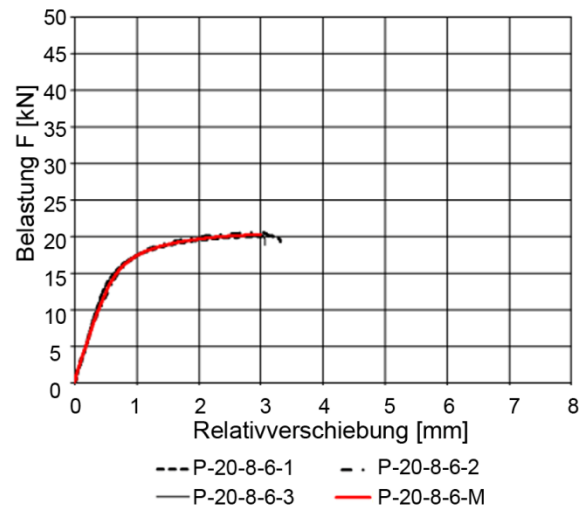
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-20-8-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-8-3-1	601,8	20,4	3,1	22,7	Stahl
	P-20-8-3-2	422,7	20,3	3,0	25,4	Stahl
	P-20-8-3-3	420,2	19,8	2,7	24,6	Stahl
P-20-8-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-8-6-1	449,8	20,1	3,1	19,1	Stahl
	P-20-8-6-2	457,3	20,6	3,0	17,7	Stahl
	P-20-8-6-3	441,7	20,2	3,0	17,9	Stahl
P-20-8-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-8-9-1	440,2	20,8	3,3	19,8	Stahl
	P-20-8-9-2	457,6	19,9	3,3	16,0	Stahl
	P-20-8-9-3	460,6	20,1	3,6	17,9	Stahl

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 10 \text{ mm}$ $l_p = 150 \text{ mm}$ $l_e = 100 \text{ mm}$ $l = 250 \text{ mm}$ 

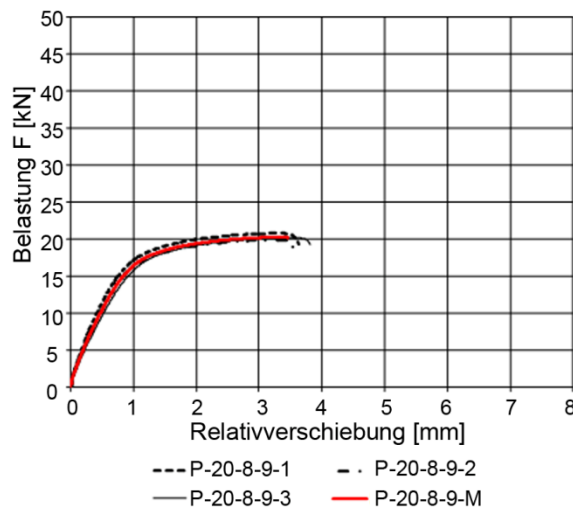
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-15-10-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-15-10-0-1	458,8	27,8	1,2	33,6	Verbund
	P-15-10-0-2	443,5	29,4	1,8	27,8	Verbund
	P-15-10-0-3	434,2	24,6	1,4	22,2	Verbund
P-15-10-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-15-10-15-1	459,6	26,4	1,4	25,1	Verbund
	P-15-10-15-2	426,0	30,6	1,7	27,9	Verbund
	P-15-10-15-3	406,3	23,0	1,2	25,2	Verbund
P-15-10-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-15-10-3-1	432,5	27,8	1,5	23,0	Verbund
	P-15-10-3-2	406,3	28,9	1,9	27,5	Verbund
	P-15-10-3-3	409,9	27,6	1,6	21,2	Verbund



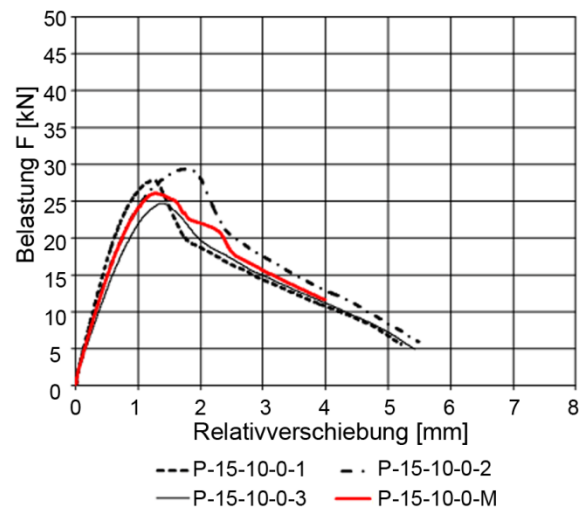
a) Serie P-20-8-3



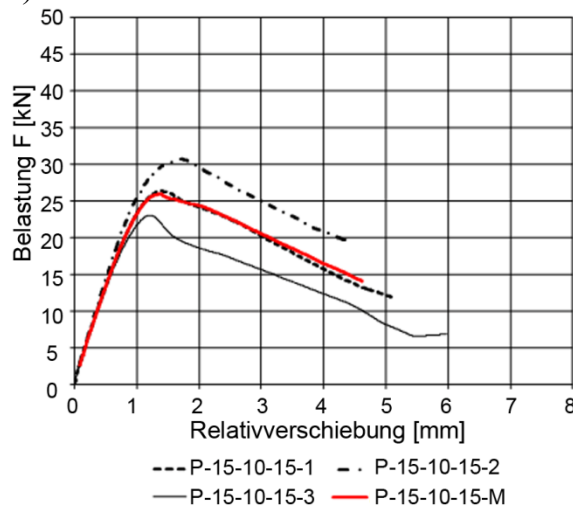
b) Serie P-20-8-6



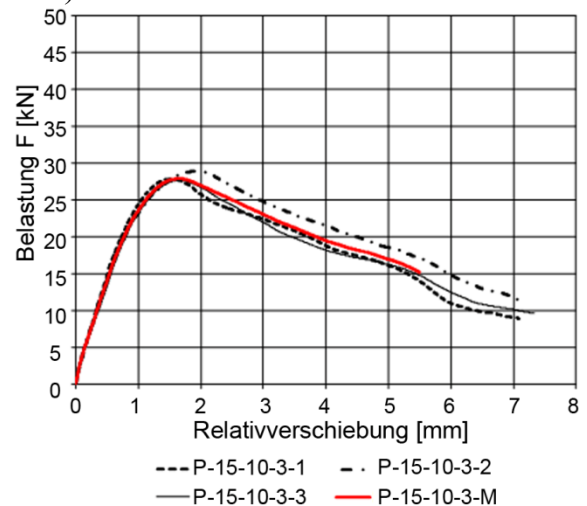
c) Serie P-20-8-9



d) Serie P-15-10-0



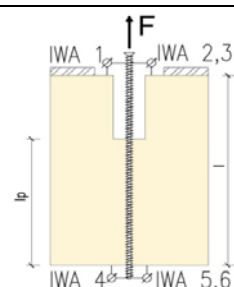
e) Serie P-15-10-15



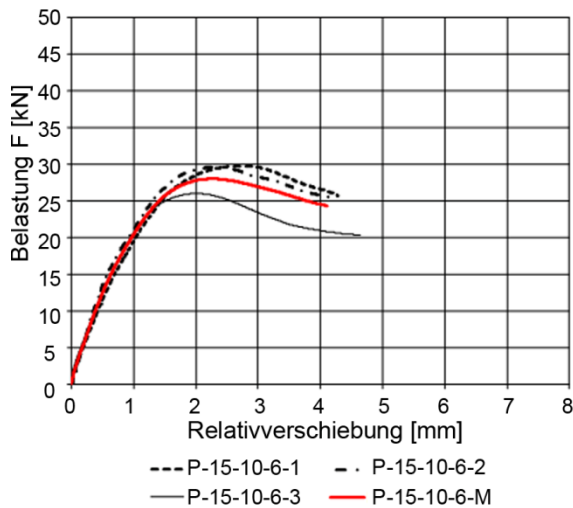
f) Serie P-15-10-3

Bild A 2-4: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

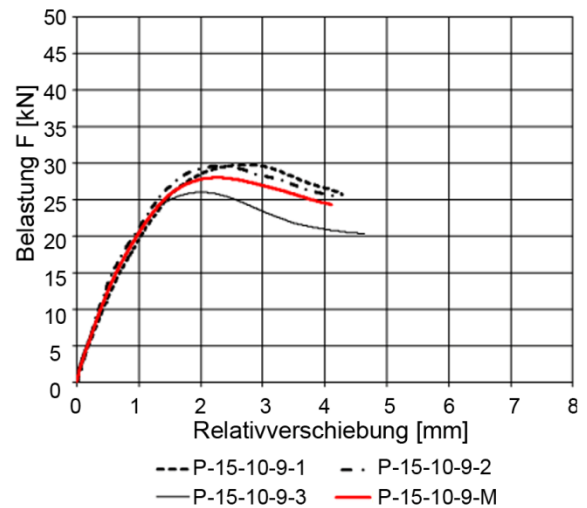
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-15-10-6 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-15-10-6-1	448,3	29,7	2,7	18,7	Verbund
	P-15-10-6-2	447,1	29,6	2,3	21,3	Verbund
	P-15-10-6-3	424,9	26,0	2,0	19,5	Verbund
P-15-10-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-15-10-9-1	440,1	28,0	3,0	17,1	Verbund
	P-15-10-9-2	437,7	27,0	2,4	19,8	Verbund
	P-15-10-9-3	433,8	30,4	3,1	18,1	Verbund

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 10 \text{ mm}$ $l_p = 200 \text{ mm}$ $l_e = 100 \text{ mm}$ $l = 300 \text{ mm}$ 

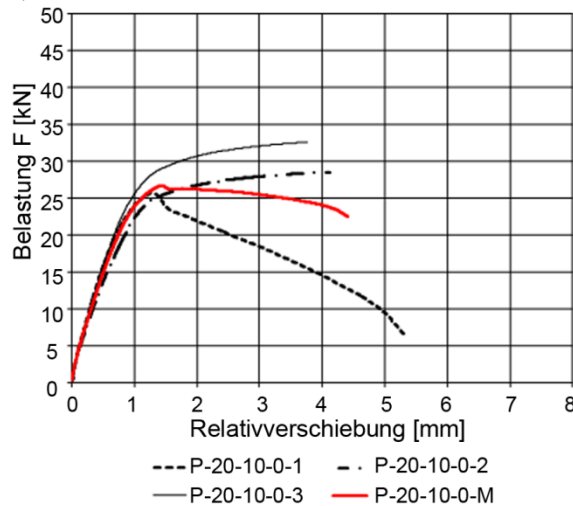
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-20-10-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-10-0-1	439,3	25,7	1,3	30,8	Verbund
	P-20-10-0-2	430,0	28,5	4,4	22,3	Stahl
	P-20-10-0-3	462,6	32,9	5,0	28,1	Stahl
P-20-10-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-10-15-1	482,3	28,6	4,1	25,4	Stahl
	P-20-10-15-2	433,1	28,6	4,5	23,0	Stahl
	P-20-10-15-3	423,7	27,8	3,0	22,2	Verbund
P-20-10-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-10-3-1	440,4	27,6	4,6	26,5	Stahl
	P-20-10-3-2	449,4	32,4	4,7	25,8	Stahl
	P-20-10-3-3	432,0	27,5	4,5	26,1	Stahl
P-20-10-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-10-6-1	467,4	34,0	4,9	23,7	Stahl
	P-20-10-6-2	442,1	28,6	4,6	23,8	Stahl
	P-20-10-6-3	461,0	28,8	4,6	26,8	Stahl



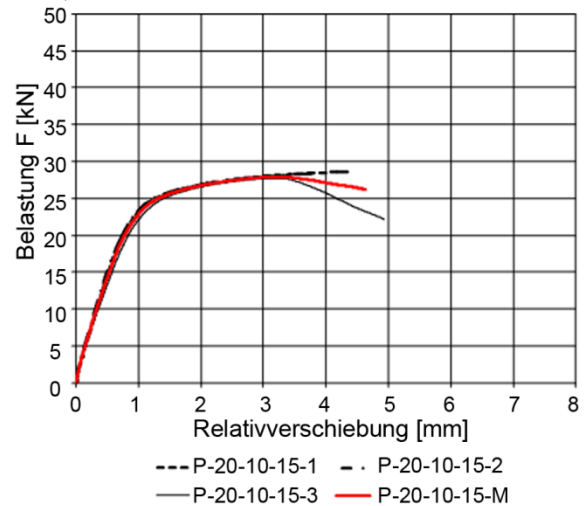
a) Serie P-15-10-6



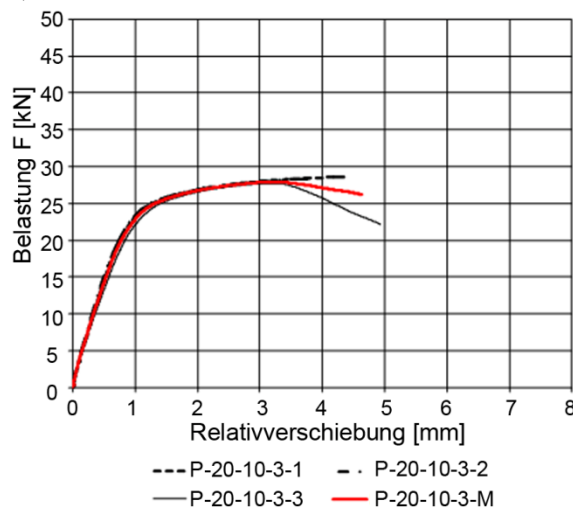
b) Serie P-15-10-9



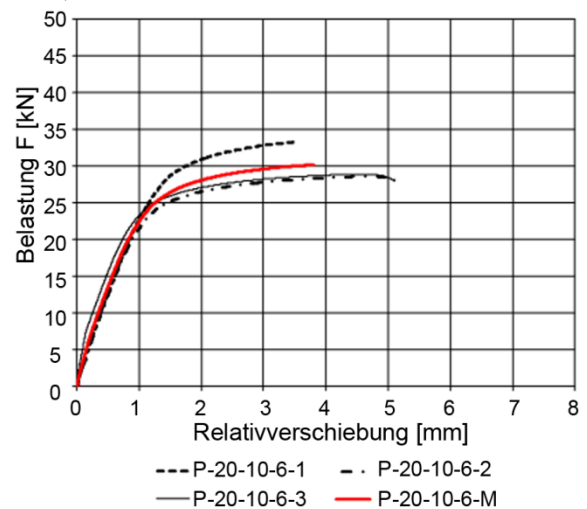
c) Serie P-20-10-0



d) Serie P-20-10-15



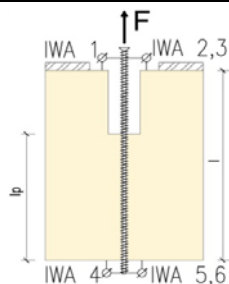
e) Serie P-20-10-3



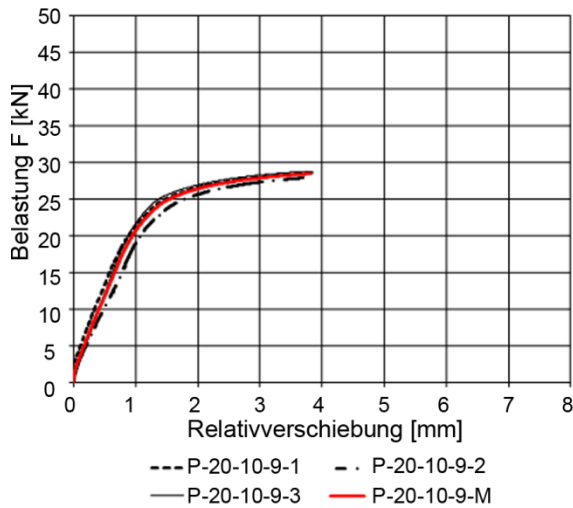
f) Serie P-20-10-6

Bild A 2-5: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

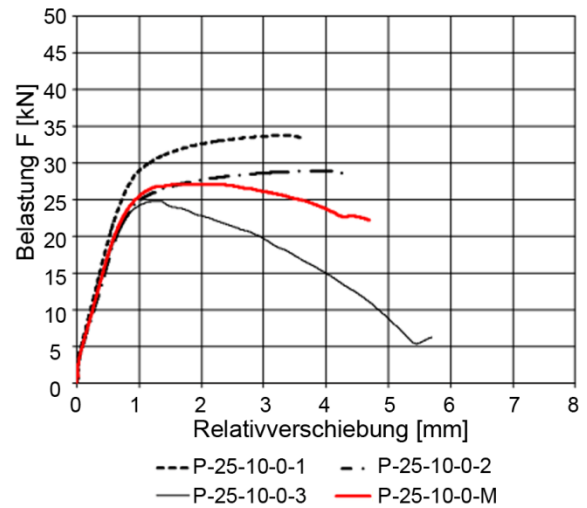
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-20-10-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-20-10-9-1	449,9	28,8	4,5	19,9	Stahl
	P-20-10-9-2	447,9	28,3	4,8	17,7	Stahl
	P-20-10-9-3	439,7	28,9	4,3	22,0	Stahl

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 10 \text{ mm}$ $l_p = 250 \text{ mm}$ $l_e = 50 \text{ mm}$ $l = 300 \text{ mm}$ 

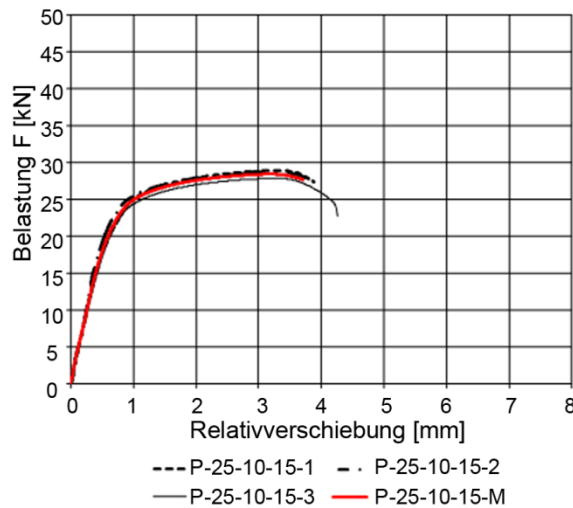
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-25-10-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-25-10-0-1	473,4	33,7	3,3	34,5	Stahl
	P-25-10-0-2	468,6	28,9	3,9	29,6	Stahl
	P-25-10-0-3	422,3	24,8	1,3	29,4	Verbund
P-25-10-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-25-10-15-1	444,7	28,9	3,3	25,1	Stahl
	P-25-10-15-2	475,5	28,6	3,3	30,5	Stahl
	P-25-10-15-3	477,2	27,8	3,3	24,9	Stahl
P-25-10-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-25-10-3-1	441,2	28,7	3,5	27,5	Stahl
	P-25-10-3-2	441,0	29,2	3,4	29,4	Stahl
	P-25-10-3-3	438,8	33,5	3,4	30,6	Stahl
P-25-10-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-25-10-6-1	439,1	28,8	3,1	28,5	Stahl
	P-25-10-6-2	473,8	33,8	3,3	30,5	Stahl
	P-25-10-6-3	443,4	28,6	4,6	24,7	Stahl
P-25-10-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-25-10-9-1	414,2	28,7	3,5	23,6	Stahl
	P-25-10-9-2	414,7	28,4	3,6	21,1	Stahl
	P-25-10-9-3	455,4	27,7	3,5	23,0	Stahl



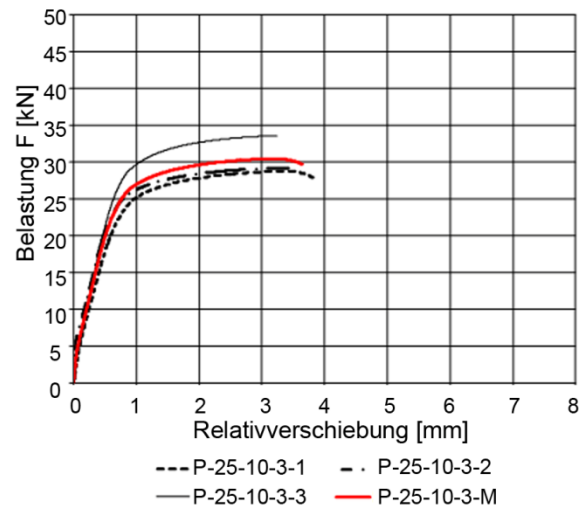
a) Serie P-20-10-9



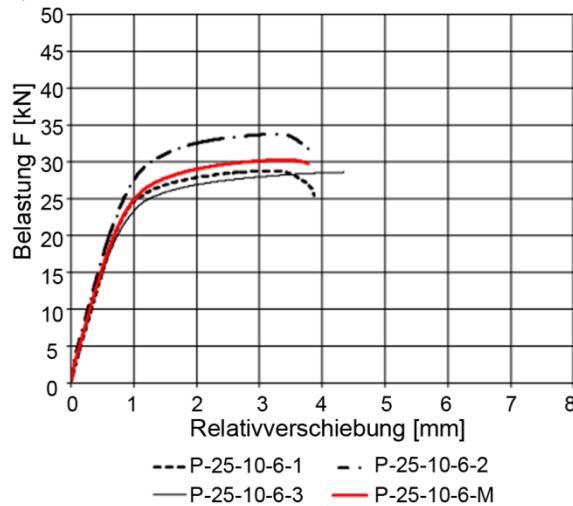
b) Serie P-25-10-0



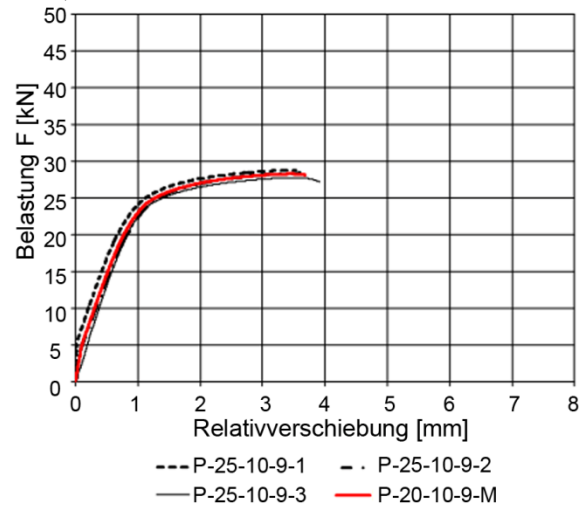
c) Serie P-25-10-15



d) Serie P-25-10-3

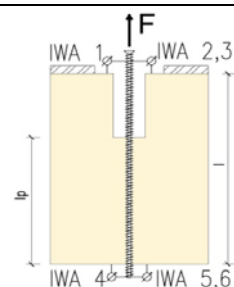


e) Serie P-25-10-6

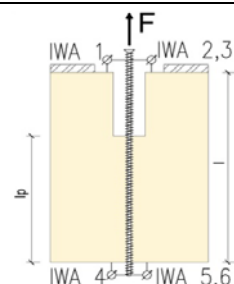


f) Serie P-25-10-9

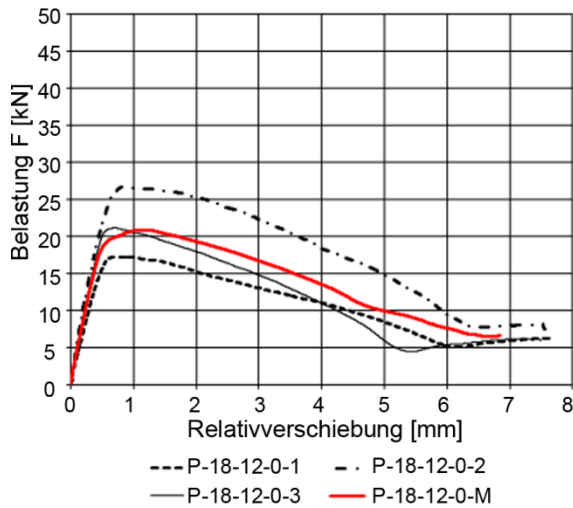
Bild A 2-6: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 12 \text{ mm}$ $l_p = 120 \text{ mm}$ $l_e = 180 \text{ mm}$ $l = 300 \text{ mm}$ 

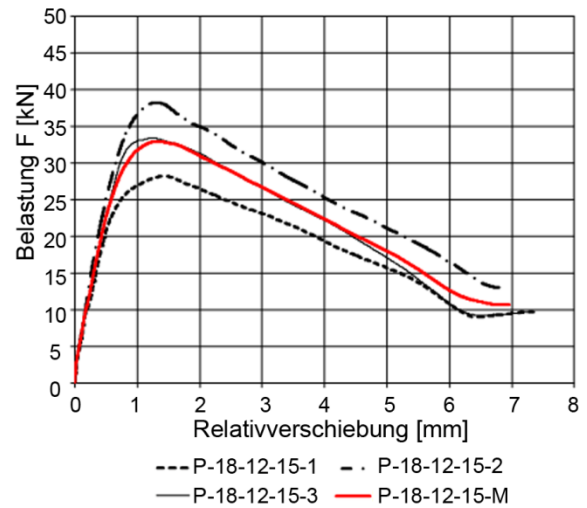
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-18-12-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-18-12-0-1	465,1	17,2	0,8	28,8	Verbund
	P-18-12-0-2	432,8	26,6	0,8	41,6	Verbund
	P-18-12-0-3	423,9	21,1	0,7	41,2	Verbund
P-18-12-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-18-12-15-1	430,8	28,2	1,4	36,1	Verbund
	P-18-12-15-2	439,5	38,2	1,3	41,9	Verbund
	P-18-12-15-3	418,2	33,4	1,2	37,5	Verbund
P-18-12-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-18-12-3-1	441,9	40,7	1,7	49,3	Verbund
	P-18-12-3-2	437,3	43,0	1,8	51,0	Verbund
	P-18-12-3-3	438,9	44,3	1,5	48,8	Verbund
P-18-12-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-18-12-6-1	446,0	42,8	2,1	25,5	Verbund
	P-18-12-6-2	457,1	39,9	2,4	23,7	Verbund
	P-18-12-6-3	444,1	39,3	2,3	22,5	Verbund
P-18-12-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-18-12-9-1	466,4	38,4	3,1	23,6	Verbund
	P-18-12-9-2	445,4	43,5	3,9	26,0	Verbund
	P-18-12-9-3	440,9	37,1	2,9	22,7	Verbund

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 12 \text{ mm}$ $l_p = 240 \text{ mm}$ $l_e = 60 \text{ mm}$ $l = 300 \text{ mm}$ 

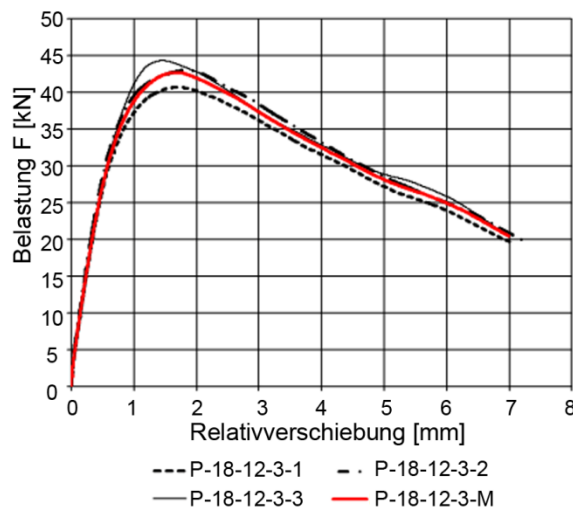
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-24-12-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-24-12-0-1	443,9	31,7	0,8	52,4	Verbund
	P-24-12-0-2	442,7	25,2	0,9	40,5	Verbund
	P-24-12-0-3	445,5	29,8	0,8	46,0	Verbund



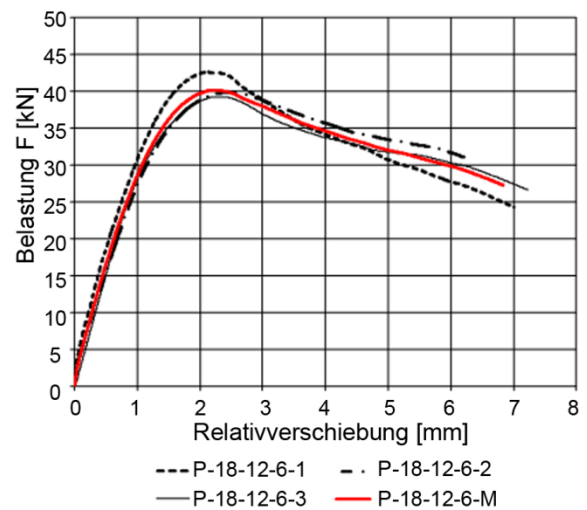
a) Serie P-18-12-0



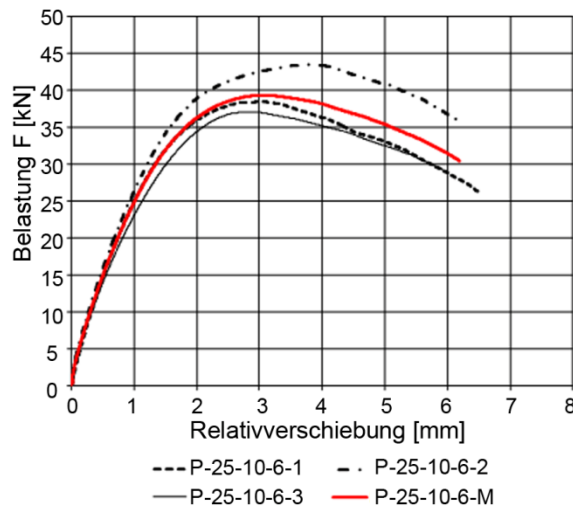
b) Serie P-18-2-15



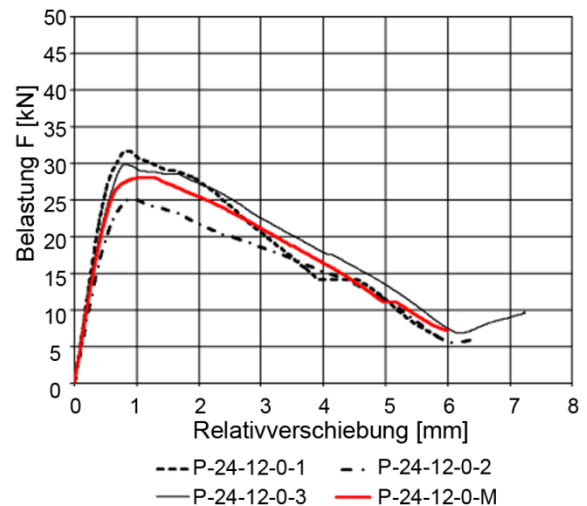
c) Serie P-18-12-3



d) Serie P-18-12-6



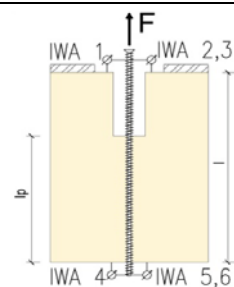
e) Serie P-18-12-9



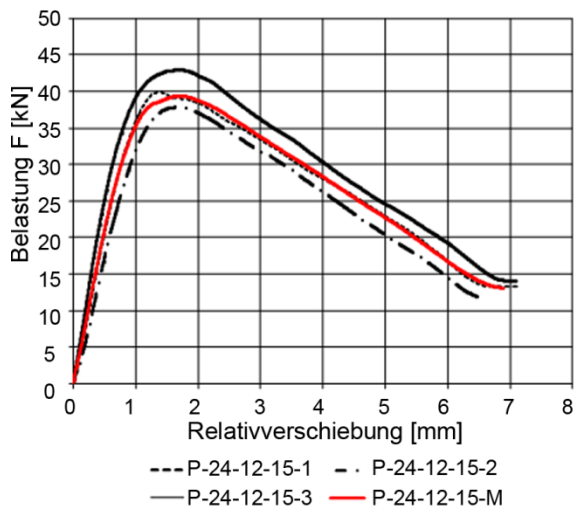
f) Serie P-24-12-0

Bild A 2-7: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

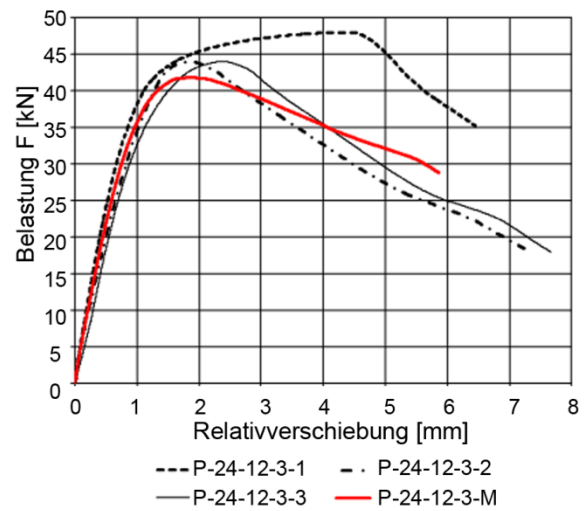
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-24-12-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-24-12-15-1	423,1	39,9	1,4	40,6	Verbund
	P-24-12-15-2	419,7	37,8	1,7	34,9	Verbund
	P-24-12-15-3	422,8	42,9	1,7	44,0	Verbund
P-24-12-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-24-12-3-1	434,7	48,0	4,3	43,9	Verbund
	P-24-12-3-2	422,3	44,0	1,8	37,0	Verbund
	P-24-12-3-3	414,0	38,7	1,6	39,8	Verbund
P-24-12-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-24-12-6-1	435,8	48,0	4,5	31,8	Verbund
	P-24-12-6-2	429,6	47,4	4,8	30,1	Verbund
	P-24-12-6-3	454,2	49,1	5,1	32,9	Stahl
P-24-12-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-24-12-9-1	447,9	48,4	5,5	34,9	Stahl
	P-24-12-9-2	467,2	48,2	5,4	39,4	Stahl
	P-24-12-9-3	451,5	48,3	5,0	38,0	Stahl

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 12 \text{ mm}$ $l_p = 300 \text{ mm}$ $l_e = 100 \text{ mm}$ $l = 400 \text{ mm}$ 

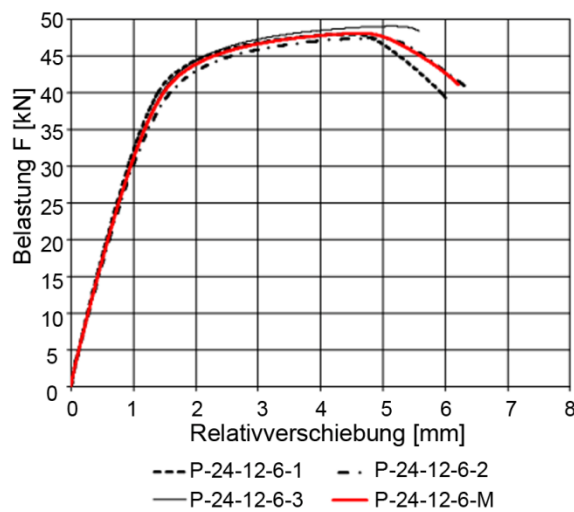
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-30-12-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-30-12-0-1	440,2	26,7	0,9	32,1	Verbund
	P-30-12-0-2	489,3	48,0	3,8	38,5	Verbund
	P-30-12-0-3	469,3	31,5	1,0	35,5	Verbund
P-30-12-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-30-12-15-1	456,6	47,9	4,9	37,0	Stahl
	P-30-12-15-2	431,6	48,7	4,2	40,8	Stahl
	P-30-12-15-3	441,5	48,1	3,9	30,9	Verbund



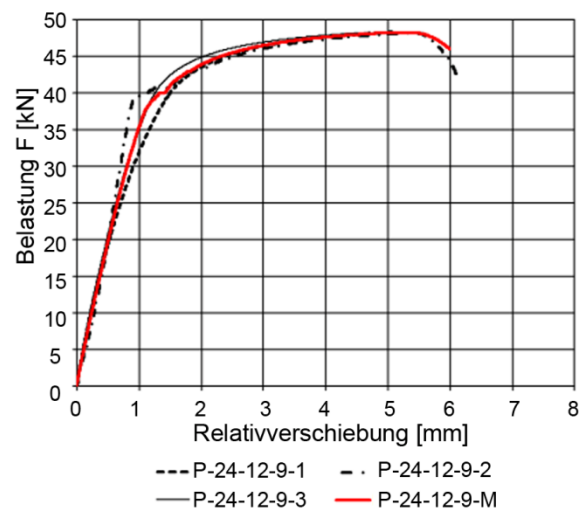
a) Serie P-24-12-15



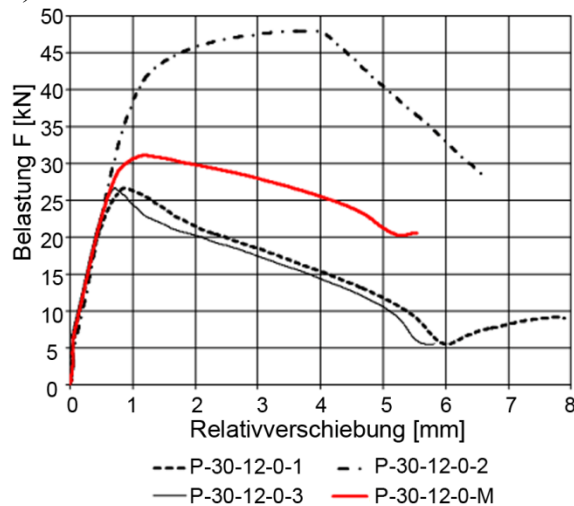
b) Serie P-24-12-3



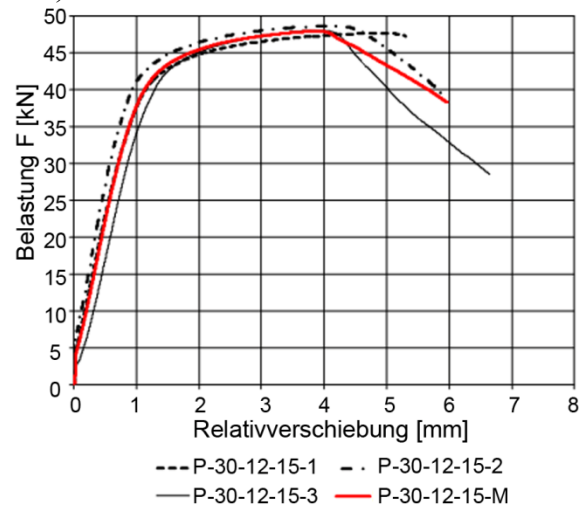
c) Serie P-24-12-6



d) Serie P-24-12-9



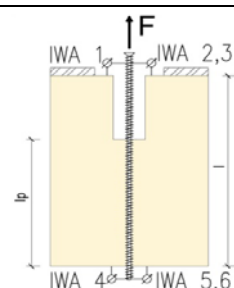
e) Serie P-30-12-0



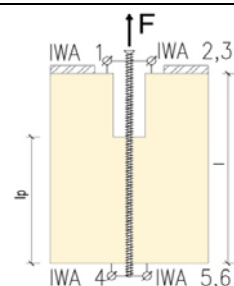
f) Serie P-30-12-15

Bild A 2-8: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

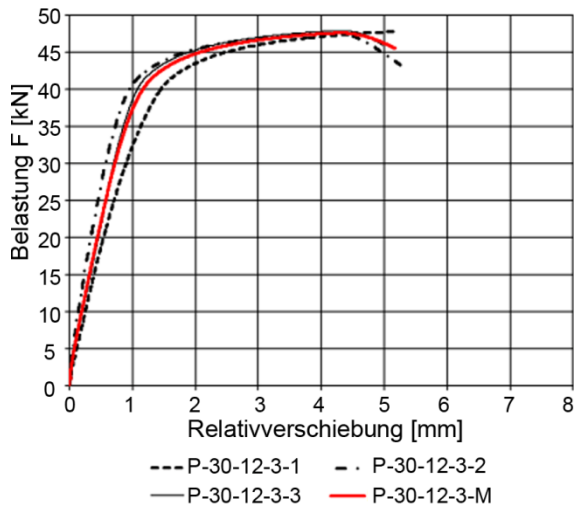
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-30-12-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-30-12-3-1	439,0	47,9	5,6	29,5	Stahl
	P-30-12-3-2	435,5	47,5	4,3	38,4	Stahl
	P-30-12-3-3	446,0	47,9	4,4	36,3	Stahl
P-30-12-6 Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-30-12-6-1	445,9	47,3	5,6	28,9	Stahl
	P-30-12-6-2	442,3	48,4	4,8	29,1	Stahl
	P-30-12-6-3	439,3	47,6	5,6	29,0	Stahl
P-30-12-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-30-12-9-1	459,8	47,6	5,6	28,1	Stahl
	P-30-12-9-2	473,4	48,4	4,9	24,5	Stahl
	P-30-12-9-3	467,0	48,5	5,0	29,1	Stahl

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 10 \text{ mm}$ $l_p = 300 \text{ mm}$ $l_e = 50 \text{ mm}$ $l = 350 \text{ mm}$ 

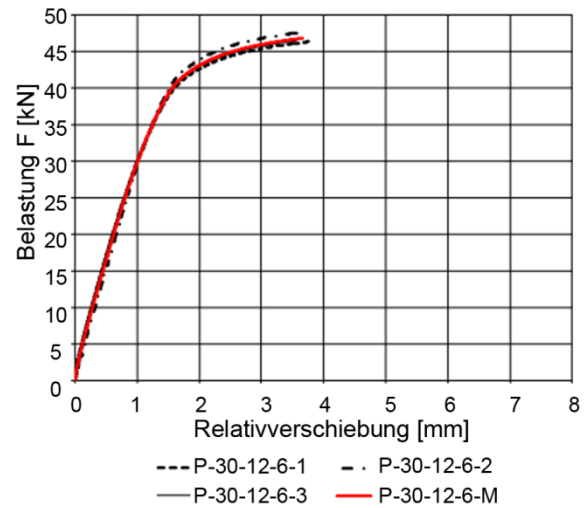
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-30-10-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-30-10-0-1	527,4	36,5	3,9	28,3	Stahl
	P-30-10-0-2	471,9	33,5	3,3	31,0	Verbund
	P-30-10-0-3	495,5	33,8	3,6	32,1	Stahl

Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen** $d_s = 12 \text{ mm}$ $l_p = 360 \text{ mm}$ $l_e = 60 \text{ mm}$ $l = 420 \text{ mm}$ 

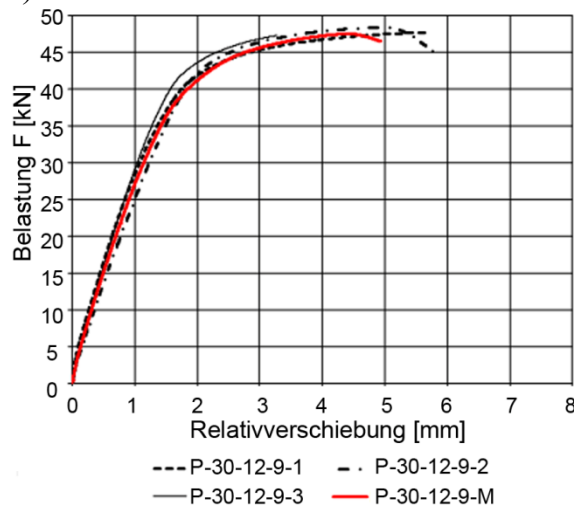
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-36-12-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-36-12-0-1	498,4	47,9	4,2	39,9	Stahl
	P-36-12-0-2	486,0	47,7	4,1	38,2	Stahl
	P-36-12-0-3	514,8	43,1	1,7	38,9	Verbund



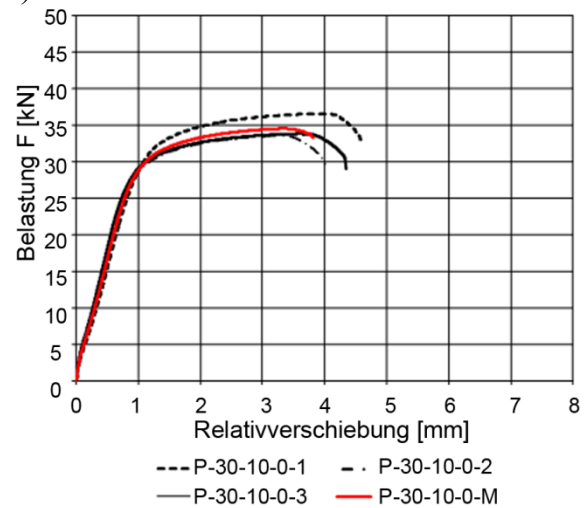
a) Serie P-30-12-3



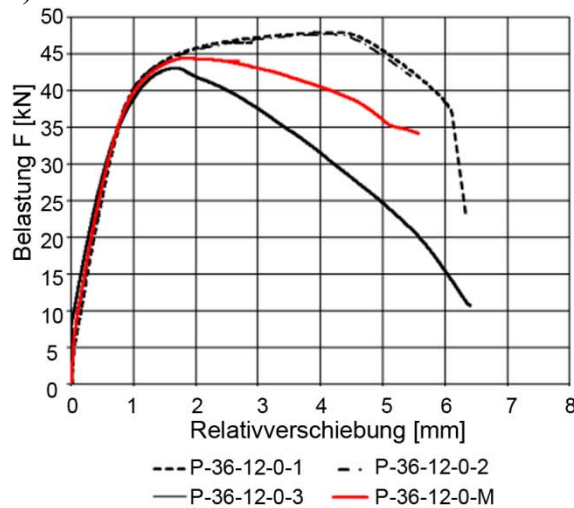
b) Serie P-30-12-6



c) Serie P-30-12-9



d) Serie P-30-10-0

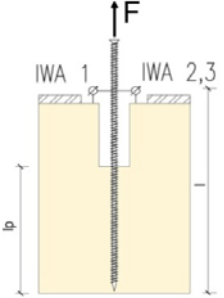


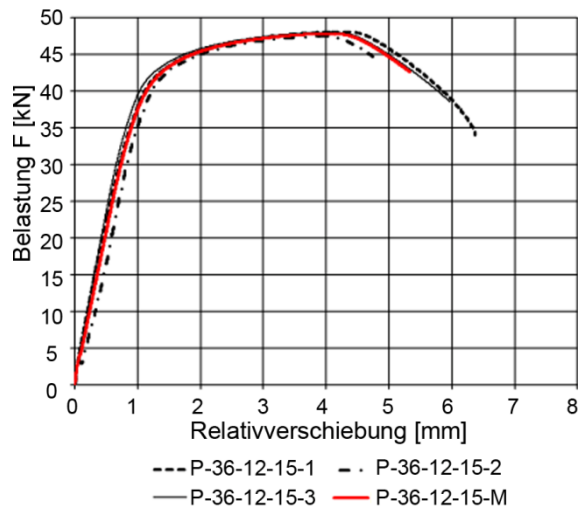
e) Serie P-36-12-0

Bild A 2-9: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

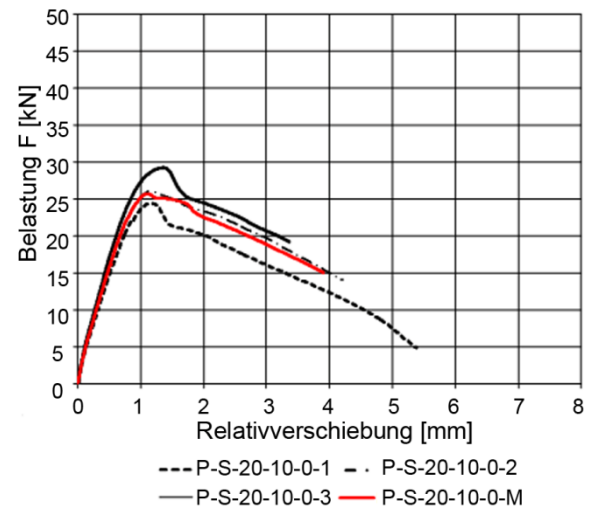
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-36-12-15 Winkel zur Faser (α): 15° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-36-12-15-1	498,4	48,1	4,3	35,9	Stahl
	P-36-12-15-2	486,0	48,0	4,0	36,2	Stahl
	P-36-12-15-3	514,8	47,5	3,9	35,3	Verbund

A 2.3 Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche mit eingebetteter Spitze

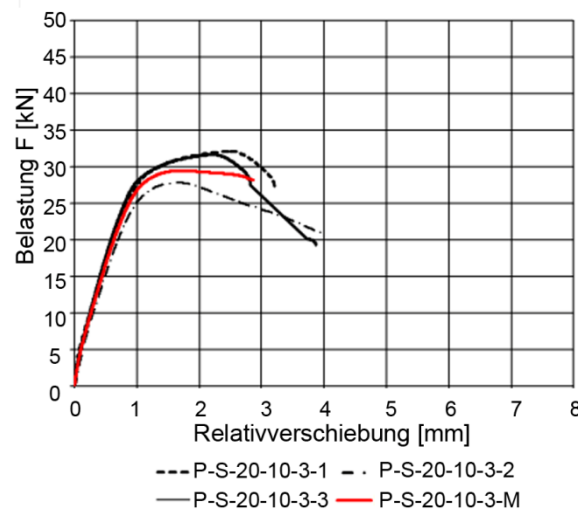
Holzgüte GL 24h Probenabmessungen $d_s = 10 \text{ mm}$ $l_p = 200 \text{ mm}$ $l_e = 50 \text{ mm}$ $l = 250 \text{ mm}$						
						
Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-S-20-10-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-S-20-10-0-1	471,7	24,4	1,2	25,4	Verbund
	P-S-20-10-0-2	457,7	26,1	1,2	30,0	Verbund
	P-S-20-10-0-3	512,3	29,2	1,4	30,7	Verbund
P-S-20-10-3 Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-S-20-10-3-1	472,1	32,1	2,5	30,4	Stahl
	P-S-20-10-3-2	458,5	27,8	1,6	28,3	Verbund
	P-S-20-10-3-3	485,4	31,6	2,2	32,3	Stahl
P-S-20-10-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-S-20-10-9-1	485,4	30,4	2,7	25,5	Stahl
	P-S-20-10-9-2	458,5	32,1	2,9	24,3	Stahl
	P-S-20-10-9-3	504,8	30,5	2,5	26,2	Stahl



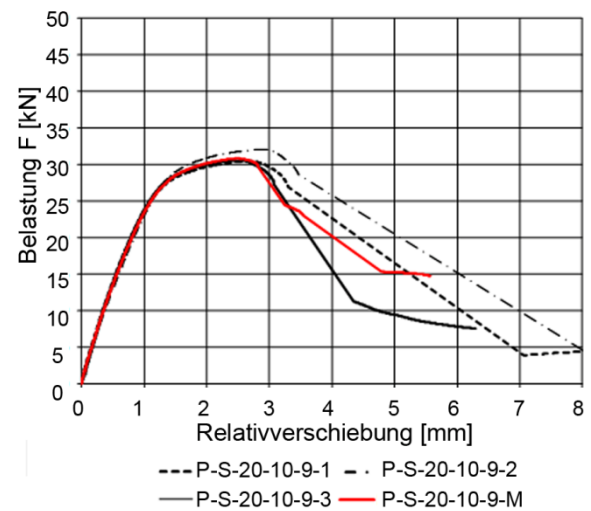
a) Serie P-36-12-15



b) Serie P-S-20-10-0



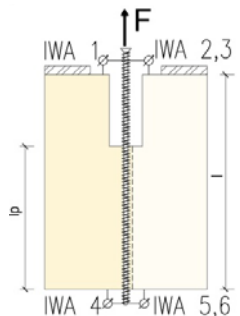
c) Serie P-S-20-10-3

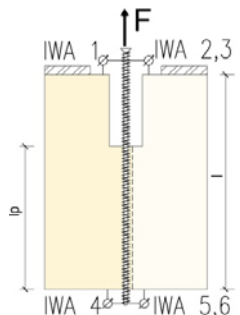


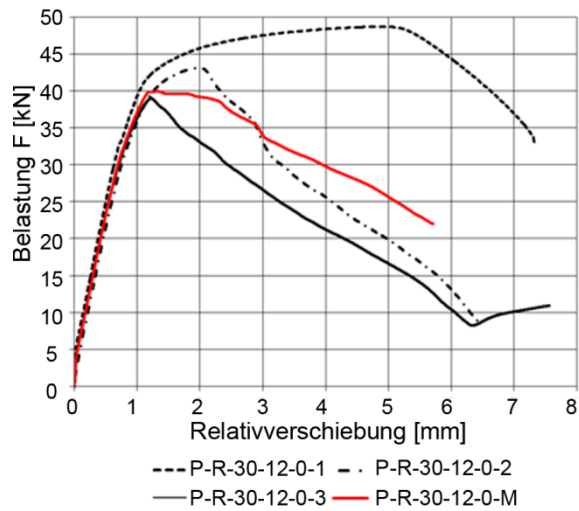
d) Serie P-20-10-9

Bild A 2-10: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

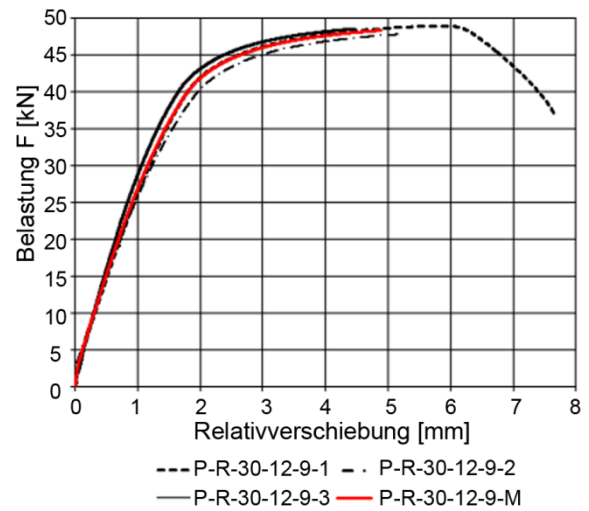
A 2.4 Versuchsergebnisse der Pull-Out Versuche mit Längsriß

Holzgüte GL 24h Probenabmessungen $d_s = 12 \text{ mm}$ $l_p = 300 \text{ mm}$ $l_e = 100 \text{ mm}$ $l = 400 \text{ mm}$						
						
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-R-30-12-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-R-30-12-0-1	471,8	48,7	4,9	38,1	Stahl
	P-R-30-12-0-2	482,6	39,1	1,2	34,5	Verbund
	P-R-30-12-0-3	488,3	43,1	2,0	34,4	Verbund
P-R-30-12-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-R-30-12-9-1	458,9	49,0	5,8	24,1	Stahl
	P-R-30-12-9-2	458,8	48,0	5,7	22,9	Stahl
	P-R-30-12-9-3	464,0	48,8	5,1	27,5	Stahl

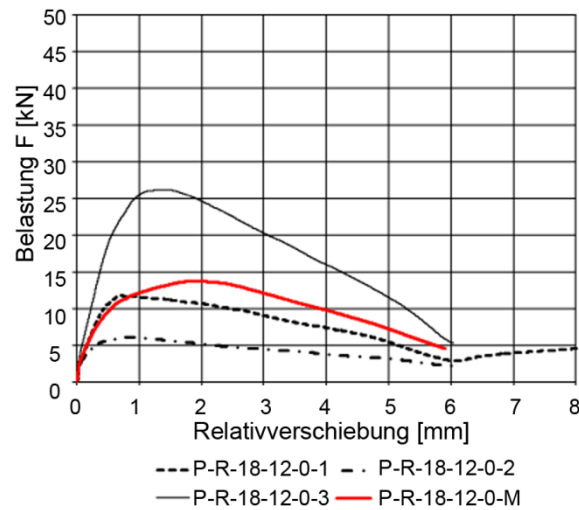
Holzgüte GL 24h Probenabmessungen $d_s = 12 \text{ mm}$ $l_p = 180 \text{ mm}$ $l_e = 120 \text{ mm}$ $l = 300 \text{ mm}$						
						
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-R-18-12-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-R-18-12-0-1	431,3	11,8	0,7	21,2	Verbund
	P-R-18-12-0-2	413,1	26,2	1,4	22,1	Verbund
	P-R-18-12-0-3	411,9	6,0	0,8	12,0	Verbund
P-R-18-12-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 2,0 mm/min	P-R-18-12-9-1	470,8	33,7	3,0	21,1	Verbund
	P-R-18-12-9-2	478,4	44,1	4,0	21,8	Verbund
	P-R-18-12-9-3	487,1	37,7	2,9	21,2	Verbund



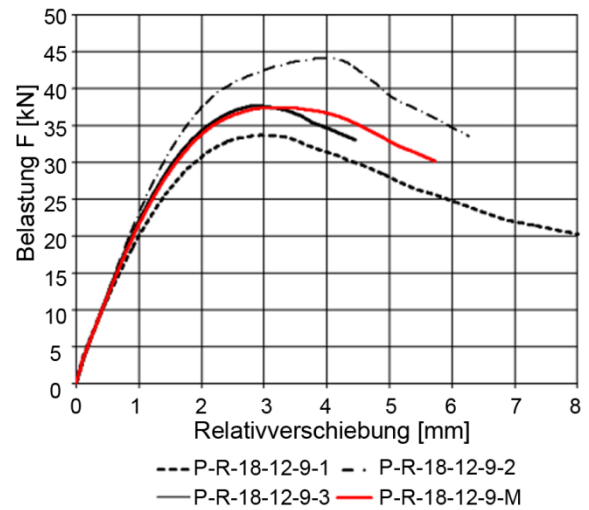
a) Serie P-R-30-12-0



b) Serie P-R-30-12-9



c) Serie P-R-18-12-0



d) Serie P-R-18-12-9

Bild A 2-11: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

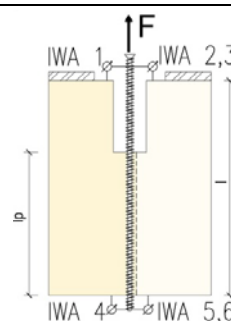
Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen**

$d_s = 8 \text{ mm}$

$l_p = 200 \text{ mm}$

$l_e = 100 \text{ mm}$

$l = 300 \text{ mm}$



Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-R-20-8-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-R-20-8-0-1	516,0	20,0	2,7	20,3	Verbund
	P-R-20-8-0-2	476,4	20,2	3,1	24,0	Stahl
	P-R-20-8-0-3	490,4	20,5	3,2	20,7	Stahl
P-R-20-8-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-R-20-8-9-1	474,1	20,5	3,7	16,2	Stahl
	P-R-20-8-9-2	498,0	20,1	3,2	19,3	Stahl
	P-R-20-8-9-3	499,1	20,6	3,6	17,3	Stahl

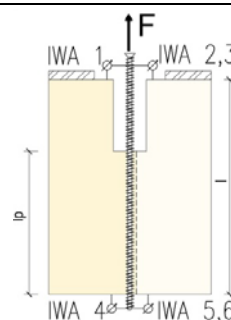
Holzgüte GL 24h**Probenabmessungen**

$d_s = 8 \text{ mm}$

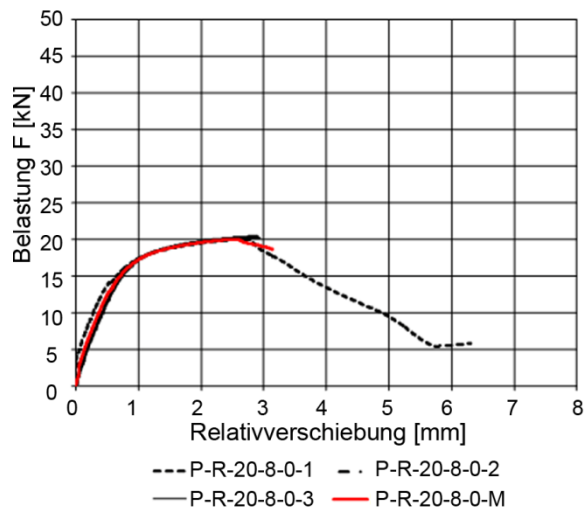
$l_p = 120 \text{ mm}$

$l_e = 80 \text{ mm}$

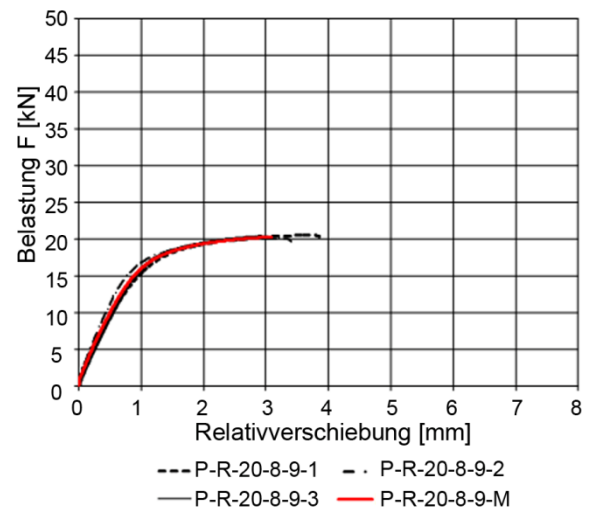
$l = 200 \text{ mm}$



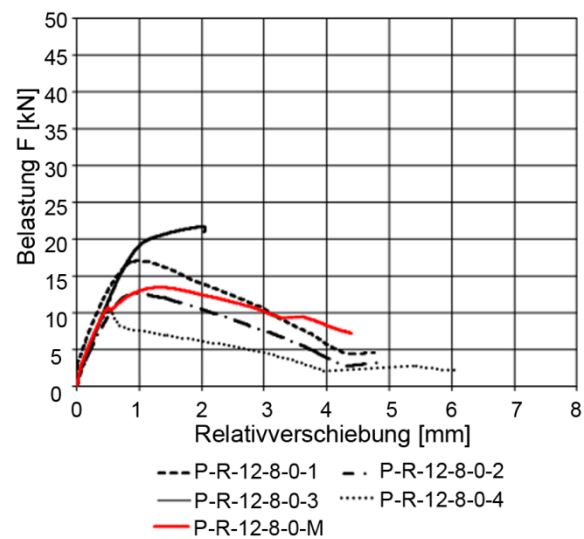
Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	K _{ax} [kN/mm]	Versagensart
P-R-12-8-0 Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-R-12-8-9-1	432,7	17,0	1,0	19,7	Verbund
	P-R-12-8-9-2	432,0	12,5	1,0	19,5	Verbund
	P-R-12-8-9-3	439,6	21,7	2,0	22,6	Verbund
	P-R-12-8-9-4	460,7	10,2	0,5	21,3	Verbund
P-R-12-8-9 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,5 mm/min	P-R-12-8-9-1	437,1	16,9	2,0	15,4	Verbund
	P-R-12-8-9-2	444,7	18,8	2,1	15,5	Verbund
	P-R-12-8-9-3	468,5	19,5	1,8	18,3	Verbund



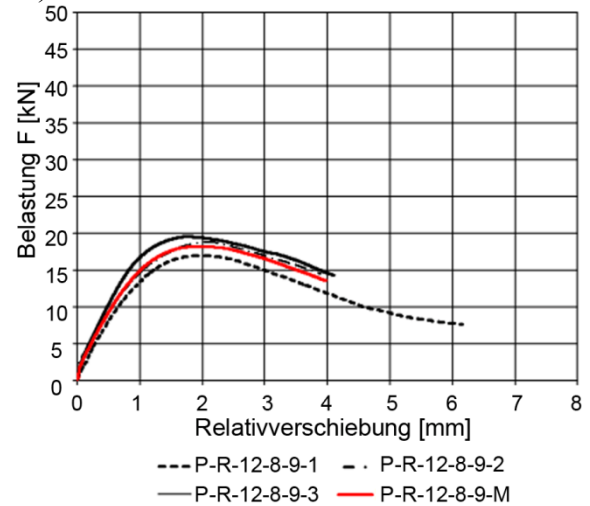
a) Serie P-R-20-8-0



b) Serie P-R-20-8-9



c) Serie P-R-12-8-0



d) Serie P-R-12-8-9

Bild A 2-12: Belastung der Versuchsserien in Abhängigkeit von der mittleren Relativverschiebung am Krafteinleitungsende. Der Buchstabe „M“ kennzeichnet den arithmetischen Mittelwert der einzelnen Versuche.

A 2.5 Sägeschnitte der Versuchskörper



a) Probe P-12-8-0-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$



b) Probe P-R-T-N-0-1
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$



c) Probe P-15-10-0-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 150 \text{ mm}$



d) Probe P-20-8-0-3
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



e) Probe P-20-10-0-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



f) Probe P-24-12-0-3
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 240 \text{ mm}$

Bild A 2-13: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-12-8-0-1, P-R-T-N-0-1, P-15-10-0-2, P-20-8-0-3, P-20-10-0-2 und P-24-12-0-3.



a) Probe P-25-10-0-1
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 250 \text{ mm}$



b) Probe P-30-12-0-1
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 0^\circ$, $l_p = 300 \text{ mm}$



c) Probe P-12-8-15-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 15^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$



d) Probe P-18-12-6-1
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 180 \text{ mm}$

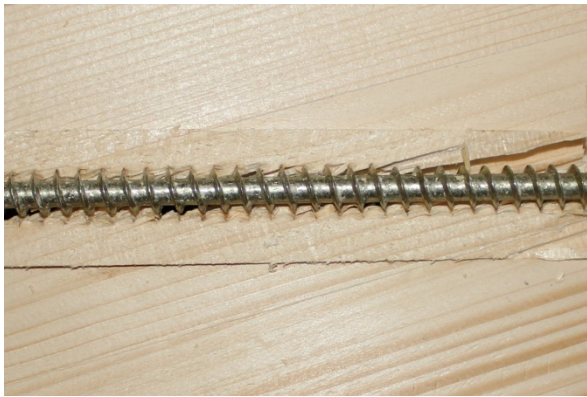


e) Probe P-16-8-15-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 15^\circ$, $l_p = 160 \text{ mm}$

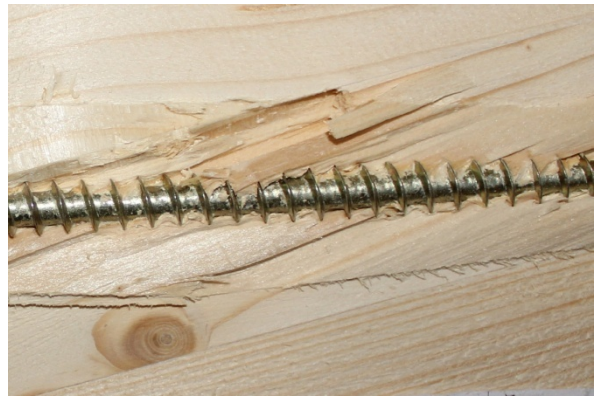


f) Probe P-20-8-15-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 15^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$

Bild A 2-14: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-25-10-0-1, P-30-12-0-1, P-12-8-15-1, P-18-12-6-1, P-16-8-15-1 und P-20-8-15-1.



a) Probe P-20-10-15-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 15^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



b) Probe P-25-10-15-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 15^\circ$, $l_p = 250 \text{ mm}$



c) Probe P-30-12-15-2
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 15^\circ$, $l_p = 300 \text{ mm}$



d) Probe P-12-8-3-3
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$

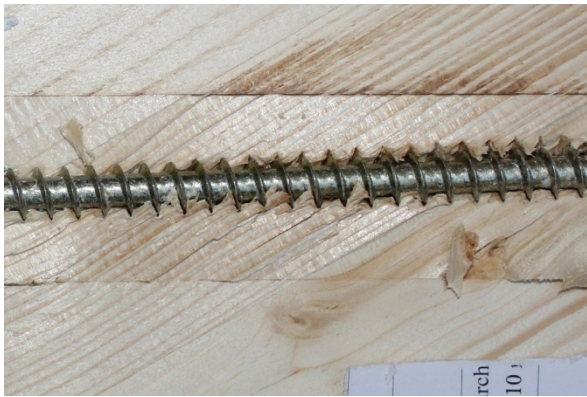


e) Probe P-16-8-3-2
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 160 \text{ mm}$

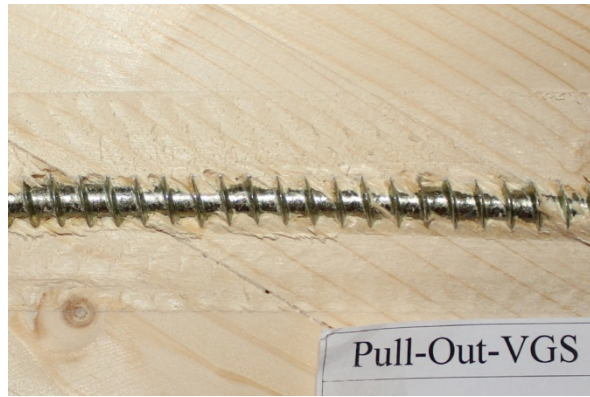


f) Probe P-20-8-3-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$

Bild A 2-15: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-20-10-15-2, P-25-10-15-2, P-30-12-15-2, P-12-8-3-3, P-16-8-3-2 und P-20-8-3-1.



a) Probe P-20-10-3-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



b) Probe P-25-10-3-1
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 250 \text{ mm}$



c) Probe P-30-12-3-3
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 300 \text{ mm}$



d) Probe P-12-8-6-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$



e) Probe P-25-10-9-3
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 250 \text{ mm}$



f) Probe P-15-10-6-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 150 \text{ mm}$

Bild A 2-16: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-20-10-3-2, P-25-10-3-1, P-30-12-3-3, P-12-8-6-1, P-25-10-9-3 und P-15-10-6-2.



a) Probe P-16-8-6-2
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 160 \text{ mm}$



b) Probe P-20-8-6-3
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



c) Probe P-20-10-6-1
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



d) Probe P-24-12-6-3
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 240 \text{ mm}$

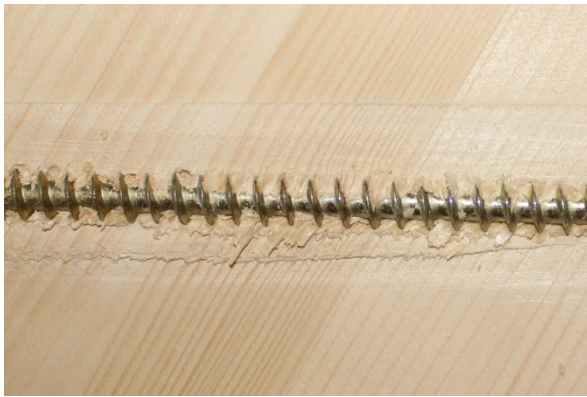


e) Probe P-24-12-6-2
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 240 \text{ mm}$



f) Probe P-25-10-6-2
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 250 \text{ mm}$

Bild A 2-17: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-16-8-6-2, P-20-8-6-3, P-20-10-6-1, P-24-12-6-3, P-24-12-6-2 und P-25-10-6-2.



a) Probe P-30-12-6-3
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 60^\circ$, $l_p = 300 \text{ mm}$



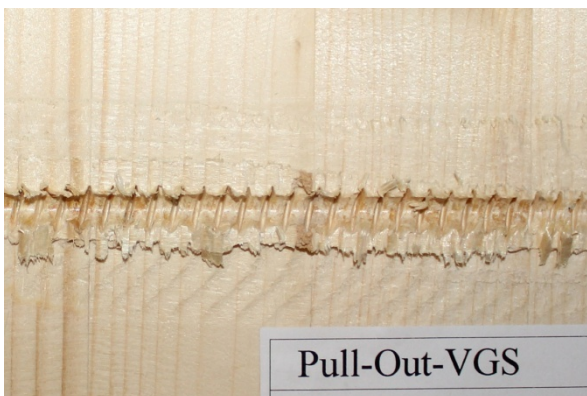
b) Probe P-12-8-9-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$



c) Probe P-R-T-N-9-1
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 120 \text{ mm}$



d) Probe P-16-8-9-3
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 160 \text{ mm}$



e) Probe P-20-8-9-1
 $d_s = 8 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



f) Probe P-S-20-10-3-1
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$

Bild A 2-18: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-30-12-6-3, P-12-8-9-1, P-R-T-N-9-1, P-16-8-9-3, P-20-8-9-1 und P-S-20-10-3-1.



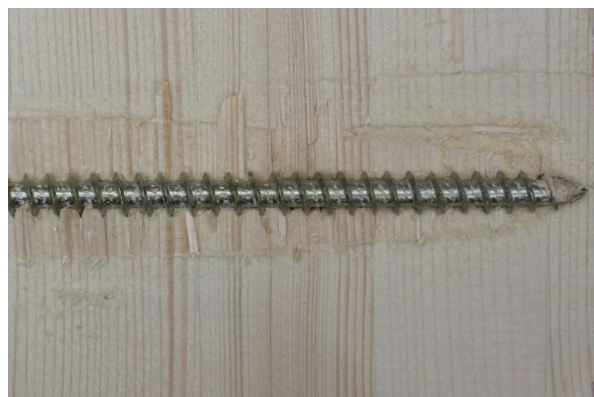
a) Probe P-18-12-9-1
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 180 \text{ mm}$



b) Probe P-R-18-12-9-3
 $d_s = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 180 \text{ mm}$



c) Probe P-20-10-9-1
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$



d) Probe P-20-10-9-1
 $d_s = 10 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $l_p = 200 \text{ mm}$

Bild A 2-19: Nahaufnahmen der Sägeschnitte der Proben P-18-12-9-1, P-R-18-12-9-3 und P-20-10-9-1.

A 3 Lasteinleitungsversuche

A 3.1 Angaben zu den Lasteinleitungsversuchen

Zur Erfassung der Dehnungen an der Holzoberfläche der Versuchskörper wurden die Versuchskörper dünn dimensioniert. Hierbei wurden die Holzlamellen für alle Versuchskörper mit einer Dicke > 8 cm einheitlich bei der Firma Derix-Holzleimbau geleimt und auf 8 cm Dicke in plattenförmigen Elementen angefertigt. In der Aussortierung und Homogenisierung der Elemente wurden hierbei wegen der Sensibilität in den Dehnungsmessungen an der Holzoberfläche im Vergleich zu den Pull-Out Versuchskörpern zusätzliche Maßnahmen getroffen. In der Aussortierung der Bretter wurden, über die Anforderungen der Festigkeitssortierung hinaus, alle Stellen mit großen Astlöchern und anderen Fehlstellen (Rissen und Harzgallen) entfernt. Anschließend wurden die einheitlichen Platten gehobelt und schließlich auf die unterschiedlichen Enddicken von 4, 5, 6 und 8 cm gefasst.

Die Herstellung der einzelnen Versuchskörper aus den plattenförmigen Elementen erfolgte in der Holzwerkstatt des Lehrstuhls für Tragkonstruktionen der RWTH Aachen. Die Versuchskörper wurden in den entsprechenden Winkeln zur Holzfaserrichtung zugeschnitten. Bild A 3-1 zeigt exemplarisch den Schneideplan der Proben mit unterschiedlichen Winkeln zur Holzfaserrichtung.

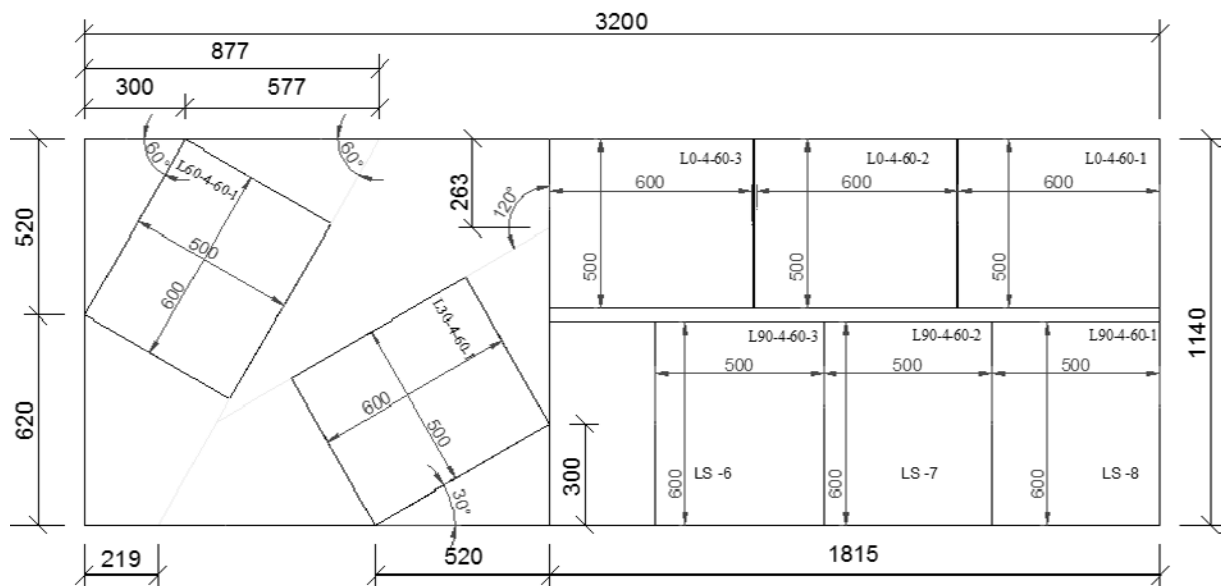


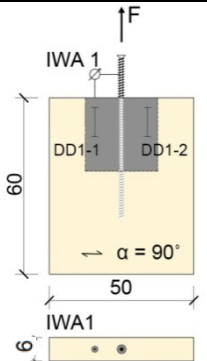
Bild A 3-1: Schneideplan (in mm) der Brettschichtholzplatte LS3.

Durch einen Optimierungsprozess, der durch eine Vergleichsstudie unterstützt wurde, wurde die Genauigkeit des verwendeten optischen Maßsystems gesteigert und das Messfeld vergrößert. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Vergleichsstudie, für die herkömmliche und optische Messtechniken verwendet wurden, dokumentiert. Anschließend werden die Lasteinleitungsversuche mit den unterschiedlichen Parametern zusammengefasst.

3.2 Vergleichsstudie zur Messgenauigkeit des optischen Messverfahrens

Schraubenlänge: 600 mm, **Einbettungslänge:** 500 mm

Probenabmessungen: H = 600 mm, B = 500 mm

Holzgüte GL 24h Probendicke 60 mm Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mm DIC-Messfeldgröße 400 x 330 mm²					
					
Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90°_400x330 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-T-12-4	-	29,1	3,57	Querzug

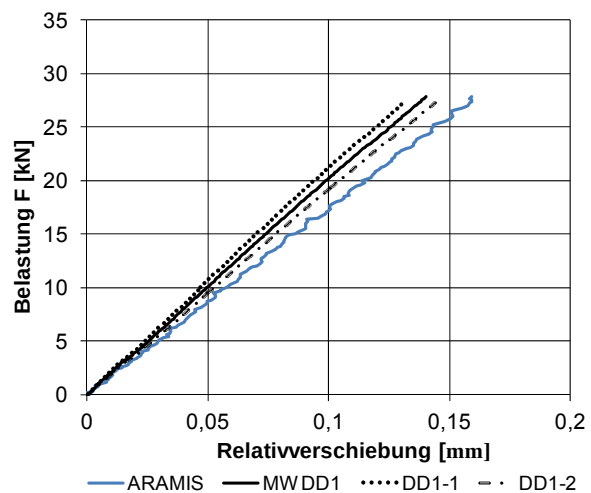
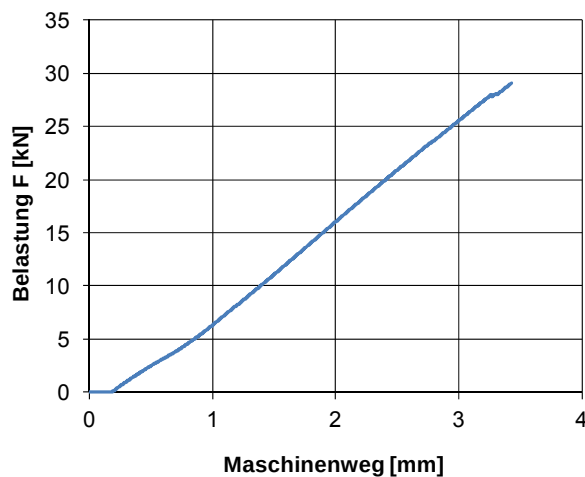


Bild A 3-2: Belastung des Versuchskörpers in Abhängigkeit zum Maschinenweg (links), Vergleich der Ergebnisse des Dehnungsaufnehmers (DD1) mit denen des ARAMIS-Messsystems (rechts).

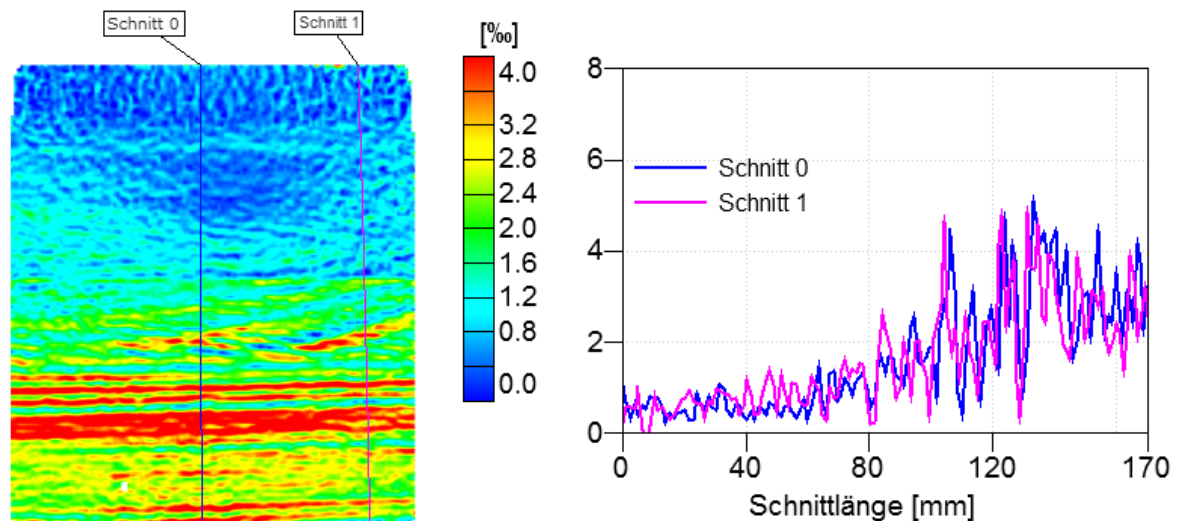


Bild A 3-3: Flächenförmige Dehnungsverteilung des Messfeldes mit zwei vertikalen Schnitten entlang des Messfeldes

Holzgüte GL 24h Probendicke 80 mm Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mm DIC-Messfeldgröße 175 x 140 mm²					
Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90°_175x140 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-T-12-1-1	-	38,71	1,37	Querzug
	L-T-12-1-2	-	40,31	1,41	Querzug

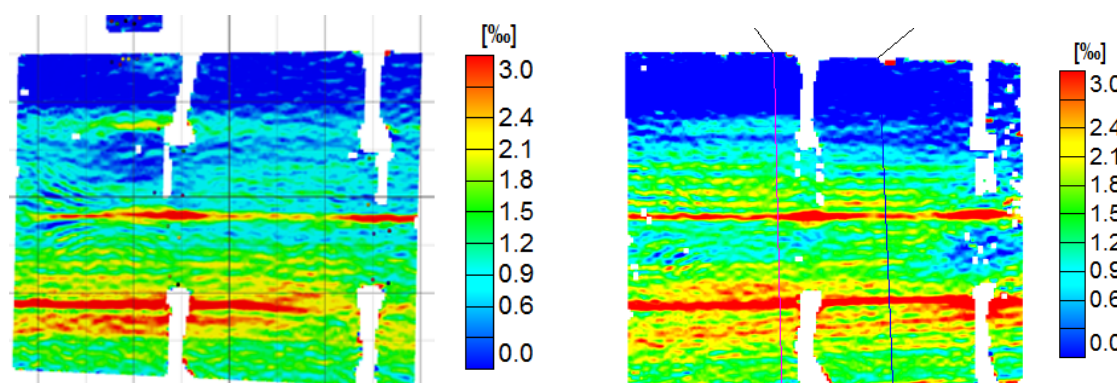


Bild A 3-4: Flächenförmige Dehnungsverteilung des Messfeldes aus dem Versuch LT1 (links) sowie aus dem Versuch LT2 (rechts).

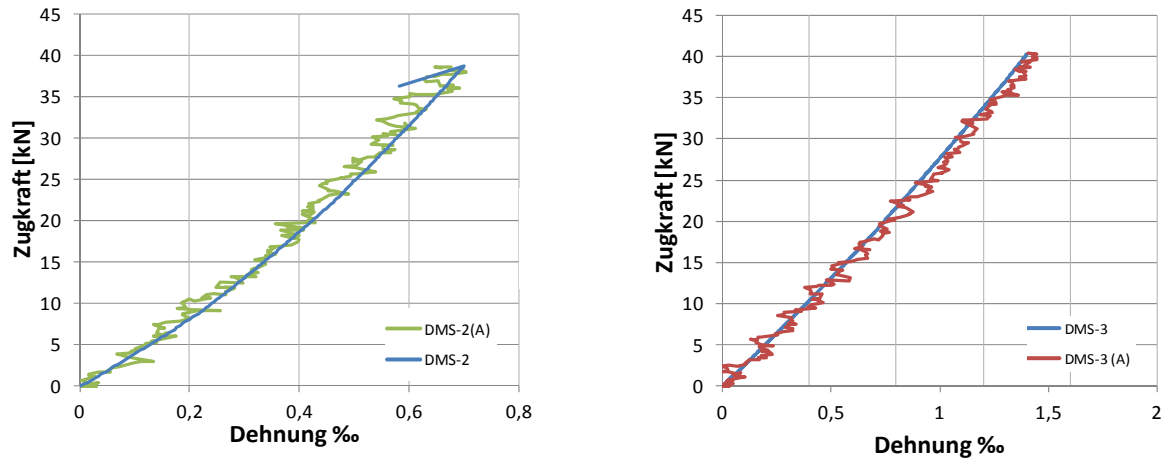


Bild A 3-5: Vergleich der Dehnung des Versuchskörpers an der Messtelle DMS-2 aus dem Versuch LT1 (links) sowie an der Messtelle DMS-3 aus dem Versuch LT2 (rechts).

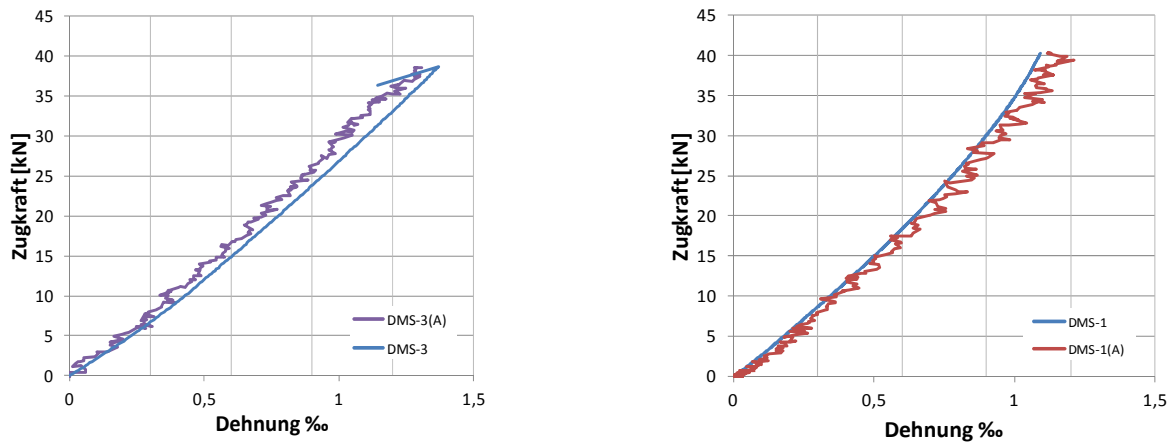
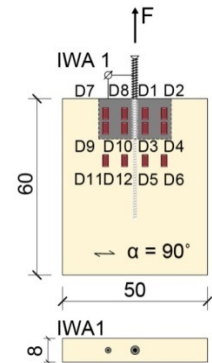


Bild A 3-6: Vergleich der Dehnung des Versuchskörpers an der Messtelle DMS-3 aus dem Versuch LT1 (links), an der Messtelle DMS-1 aus dem Versuch LT2 (rechts).

Holzgüte GL 24h

Probendicke 80 mm

Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mmDIC-Messfeldgröße 175 x 140 mm²

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90°_175x140 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-T-12-1-3	-	32,93	1,15	Querzug

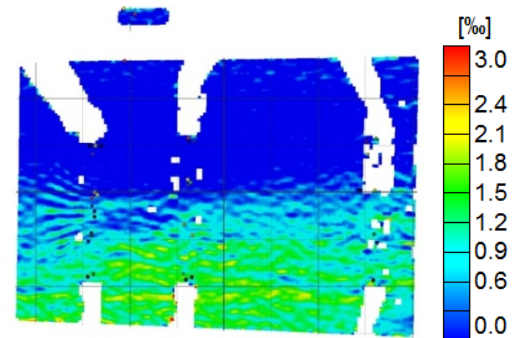
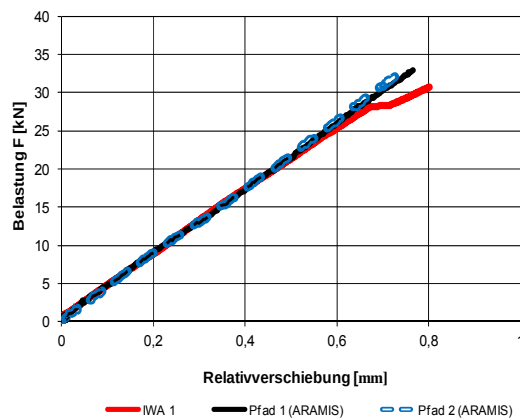


Bild A 3-7: Vergleich der Relativverschiebung der Schraube (links), flächenförmige Dehnungsverteilung des Messfeldes (rechts).

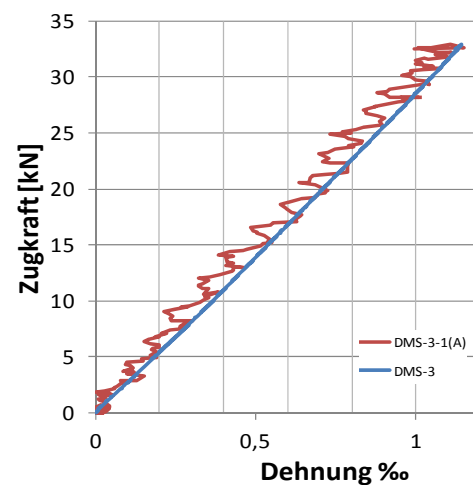
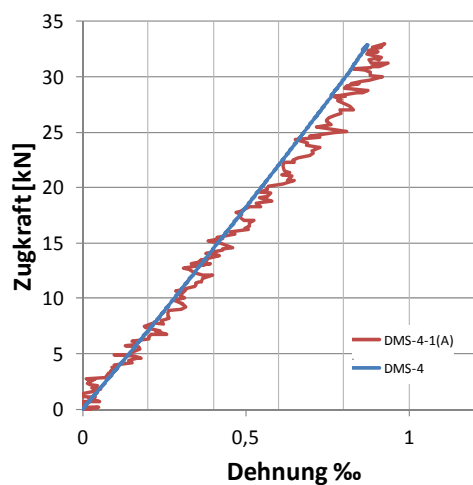
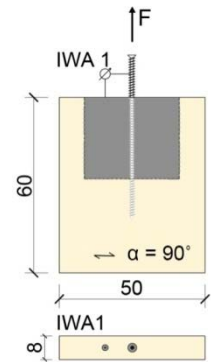


Bild A 3-8: Vergleich der Dehnung des Versuchskörpers an der Messtelle DMS-4 (links) und an der Messtelle DMS-3 (rechts).

Holzgüte GL 24h**Probendicke 80 mm****Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mm****DIC-Messfeldgröße 350 x 280 mm²**

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90°_350x280 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L90-8-60-2	-	41,8	5,73	Querzug

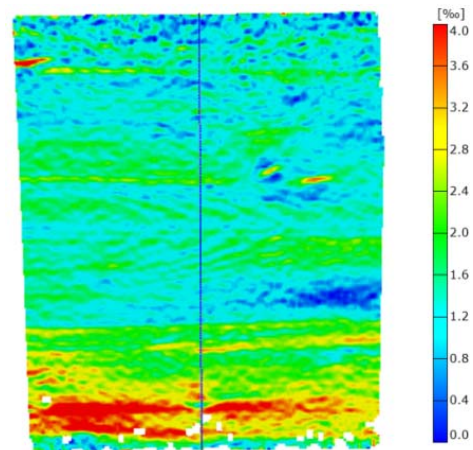
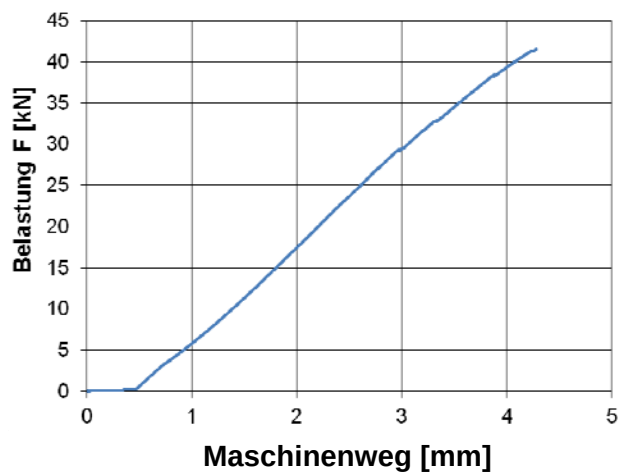
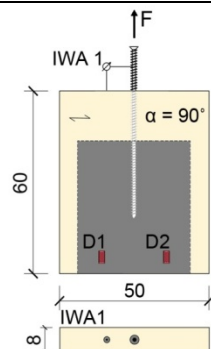


Bild A 3-9: Belastung des Versuchskörpers in Abhängigkeit zum Maschinenweg (links), flächenförmige Dehnungsverteilung des Messfeldes (rechts).

Holzgüte GL 24h**Probendicke 80 mm****Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mm****DIC-Messfeldgröße 400 x 330 mm²**

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90°_400x330 Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-90-8-60-2	-	41,0	0,20	Querzug
	L-90-8-60-1	-	41,8	0,42	Querzug

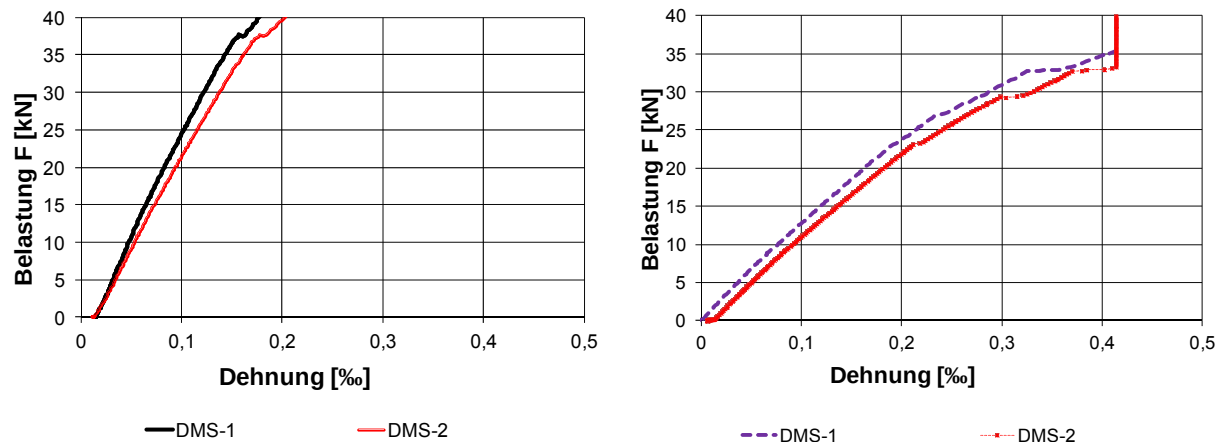


Bild A 3-10: Belastung des Versuchskörpers in Abhängigkeit zu der Dehnung an den Messtellen DMS-1 und DMS-2, aus dem Versuch LT5 (links), aus dem Versuch LT6 (rechts).

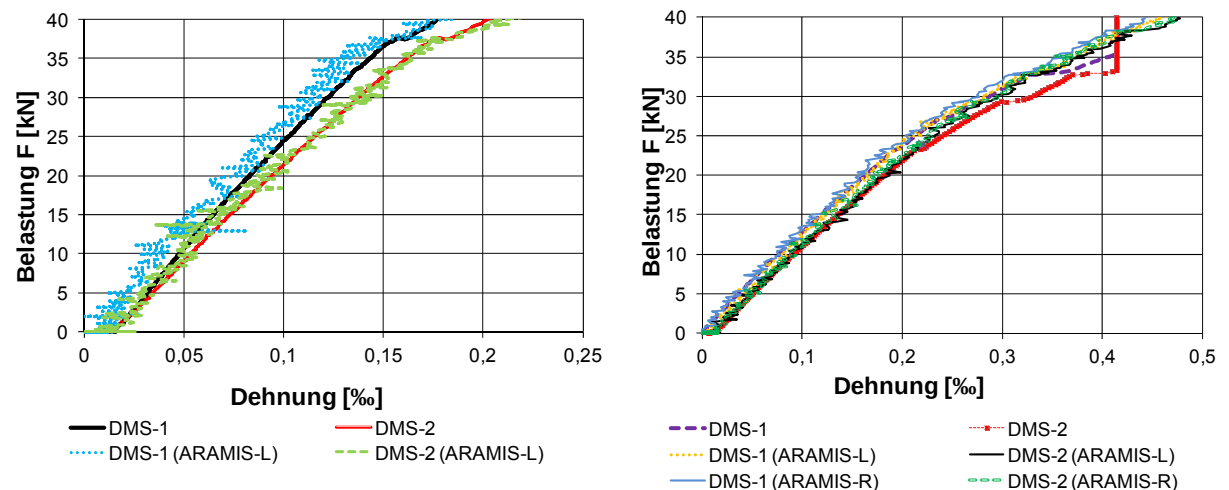


Bild A 3-11: Vergleich der Dehnung des Versuchskörpers aus dem Versuch LT5 (links), aus dem Versuch LT6 (rechts).

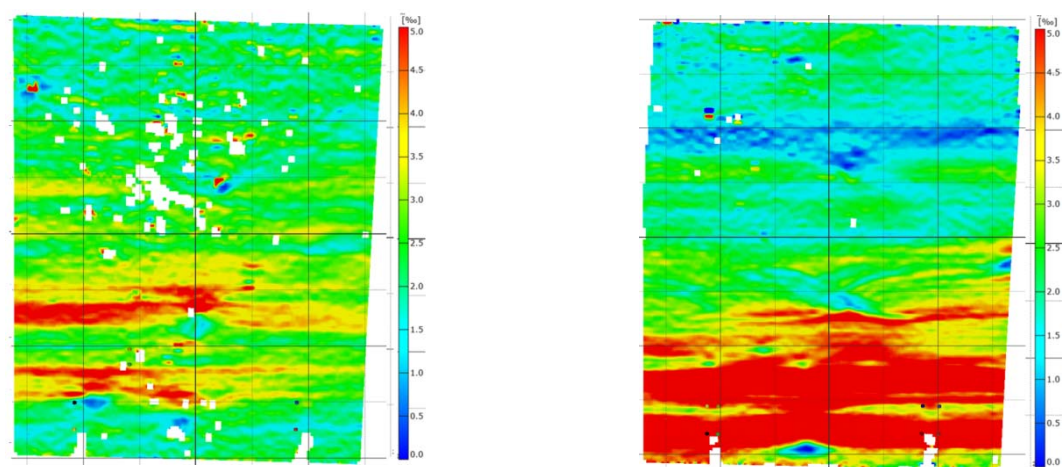
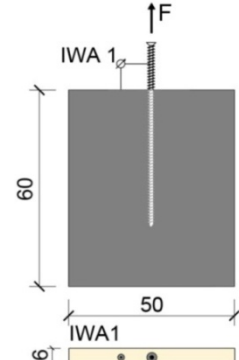


Bild A 3-12: Flächenförmige Dehnungsverteilung des Messfeldes aus dem Versuch LT5 (links) und aus dem Versuch LT6 (rechts).

3.3 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Schraubenlänge: 600 mm, **Einbettungslänge:** 500 mm

Probenabmessungen: H = 600 mm, B = 500 mm

Holzgüte GL 24h Probendicke 60 mm Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mm DIC-Messfeldgröße 500 x 600 mm ²					
					
Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-90-6-60-1	476,6	32,6	-	Querzug
	L-90-6-60-3	482,3	30,6	-	Querzug
Z1S/0° Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-0-6-60-1	475,5	49,7	7,7	Stahlfließen
	L-0-6-60-3	468,4	49,5	5,2	Stahlfließen
Z1S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-30-6-60-1	467,4	48,0	5,0	Stahlversagen
	L-30-6-60-2	495,1	50,1	6,1	Stahlversagen
Z1S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-60-6-60-1	477,9	35,4	3,3	Klebersversagen
	L-60-6-60-2	483,4	48,6	5,0	Stahlfließen

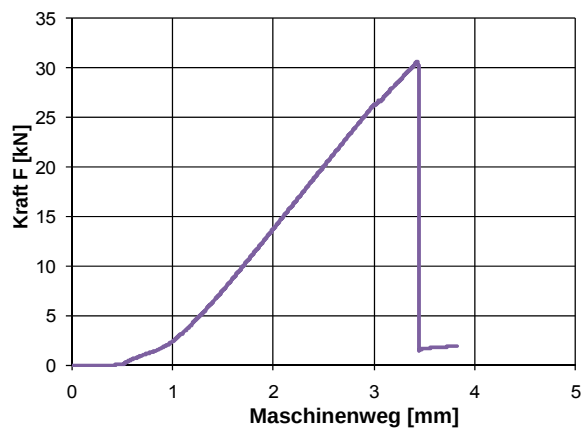
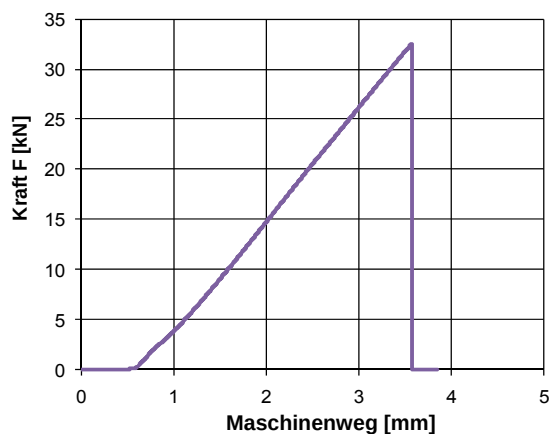


Bild A 3-13: Belastung des Versuchskörpers L90-6-60-1 (links), L90-6-60-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

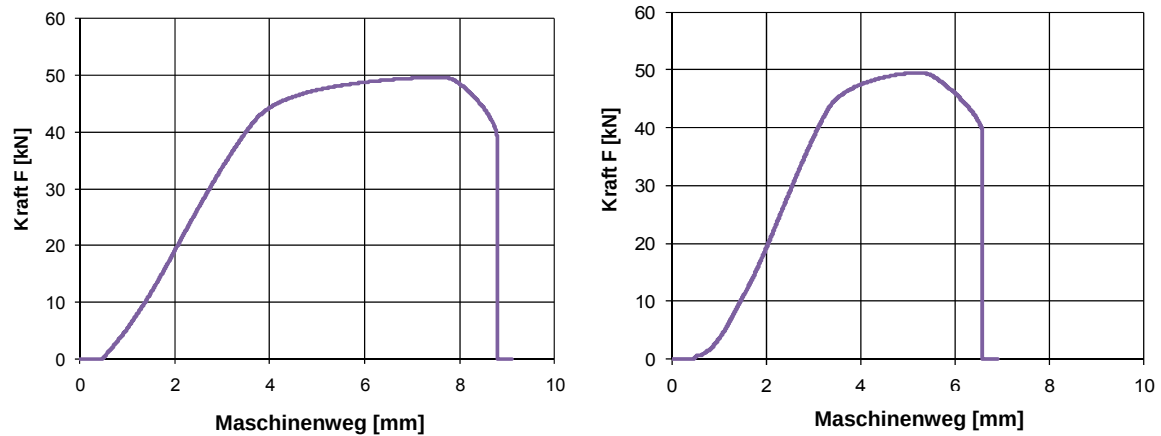


Bild A 3-14: Belastung des Versuchskörpers L0-6-60-1 (links), L0-6-60-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

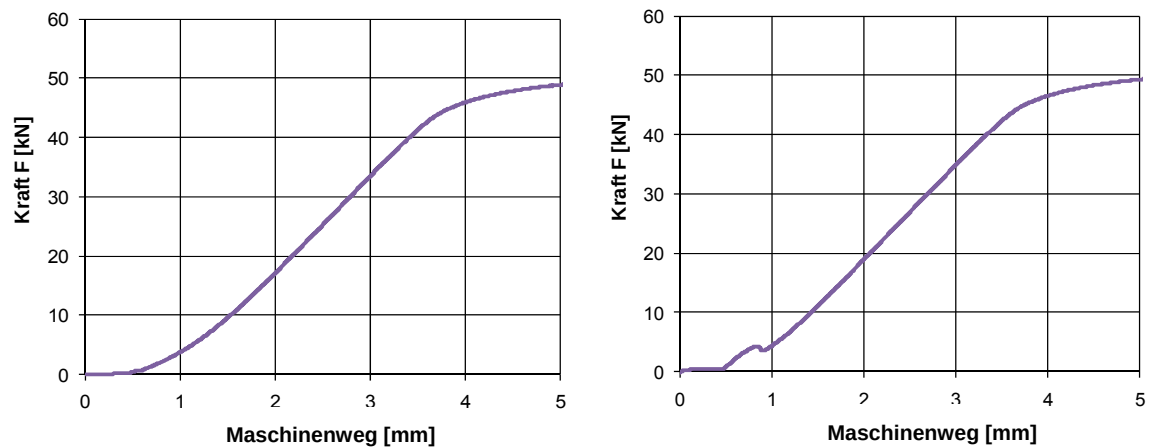


Bild A 3-15: Belastung des Versuchskörpers L30-6-60-1 (links), L30-6-60-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

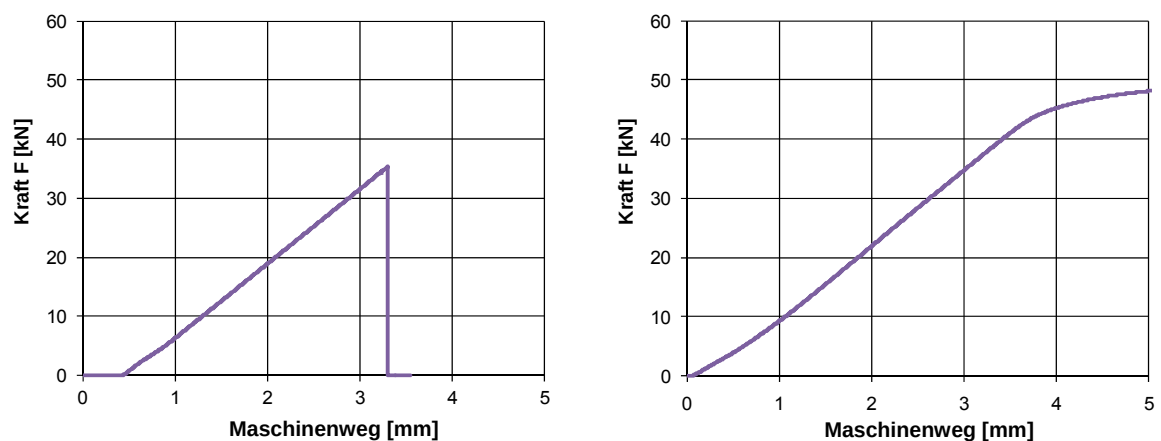
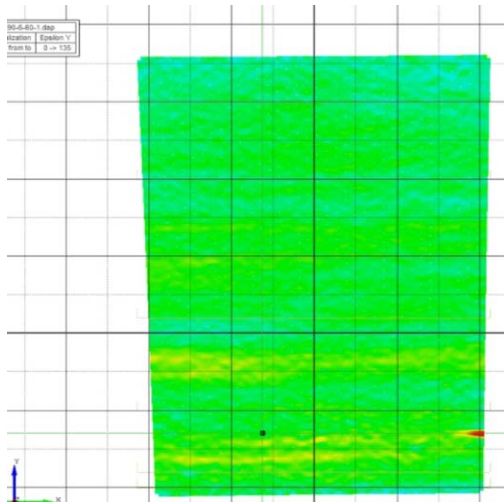
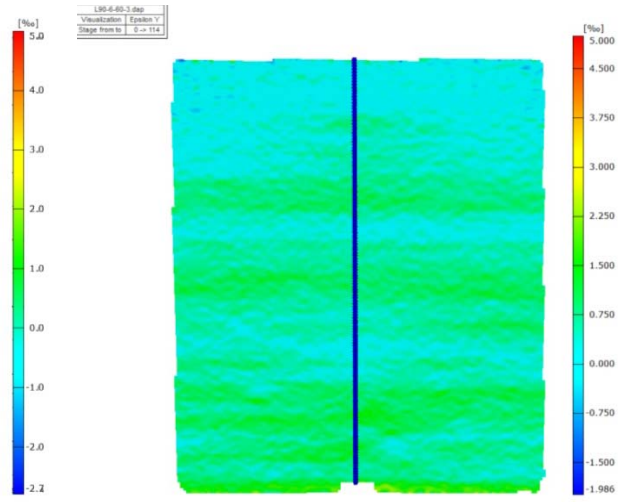


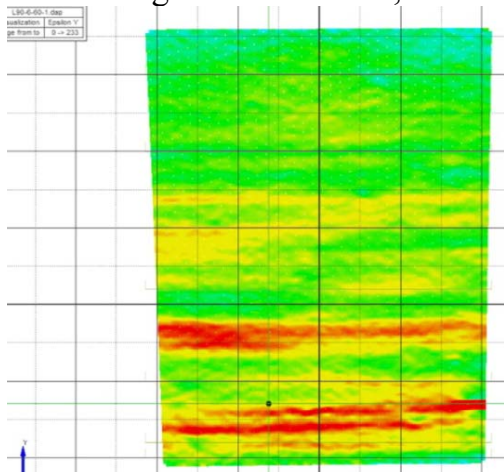
Bild A 3-16: Belastung des Versuchskörpers L60-6-60-1 (links), L60-6-60-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.



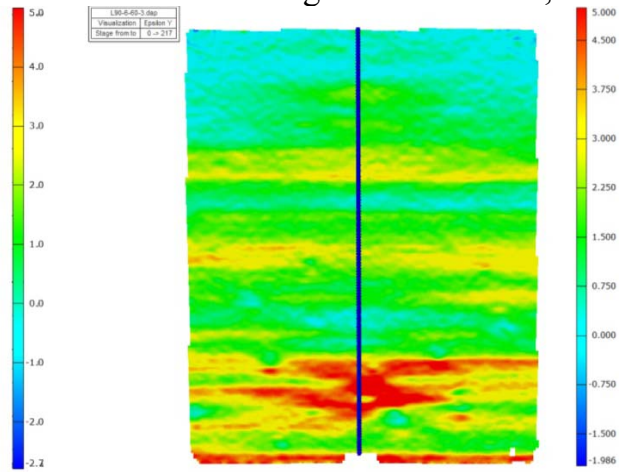
a) Probe L-90-6-60-1
Rissbildung bei Last von 14,0 kN



b) Probe L-90-6-60-3
Rissbildung bei Last von 10,0 kN

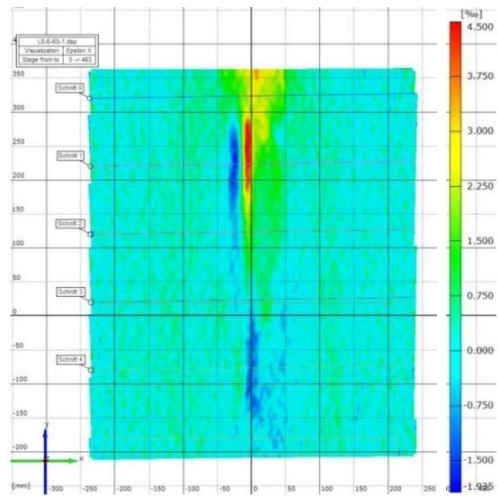


c) Probe L-90-6-60-1
Bruchzustand bei Last von 32,6 kN

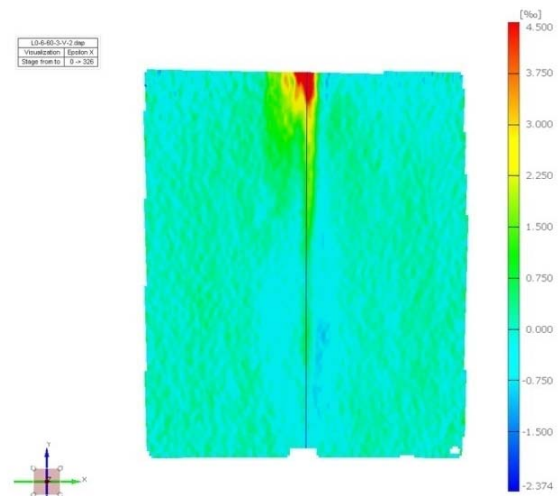


d) Probe L-90-6-60-3
Bruchzustand bei Last von 30,6 kN

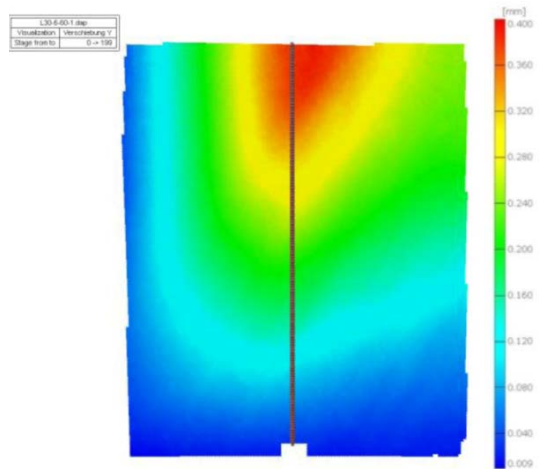
Bild A 3-17: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L90-5-60-1 und L-90-6-60-3.



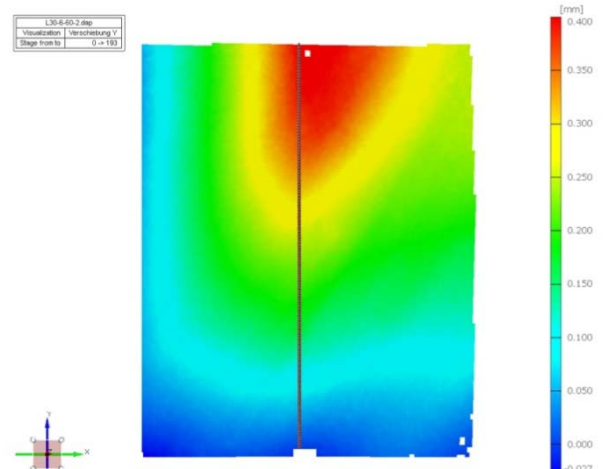
a) Probe L-0-6-60-1
Last 49,7 kN



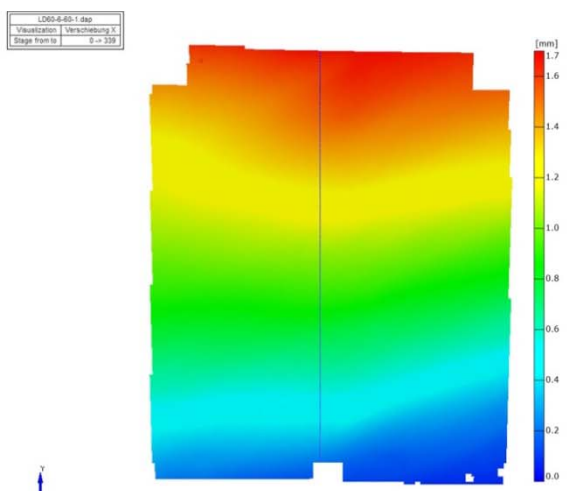
b) Probe L-0-6-60-3
Last 49,5 kN



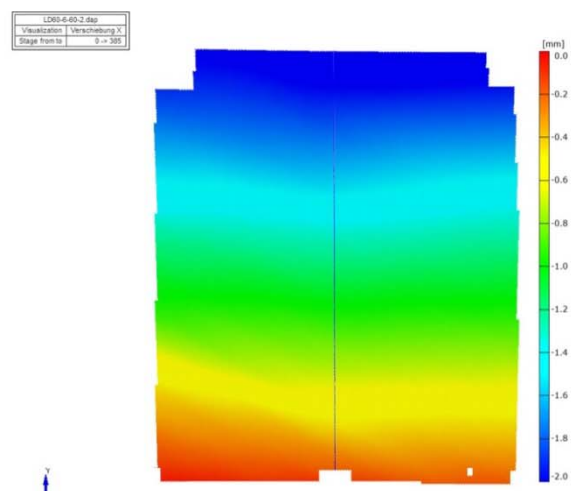
c) Probe L-30-6-60-1
Last 35,0 kN



d) Probe L-30-6-60-2
Last 35,1 kN

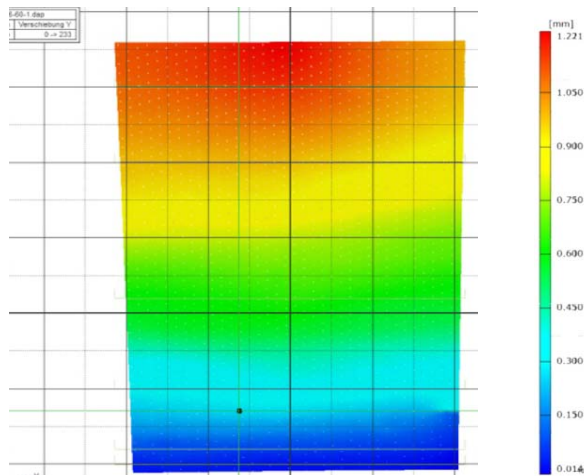


e) Probe L-60-6-60-1
Last 45,2 kN

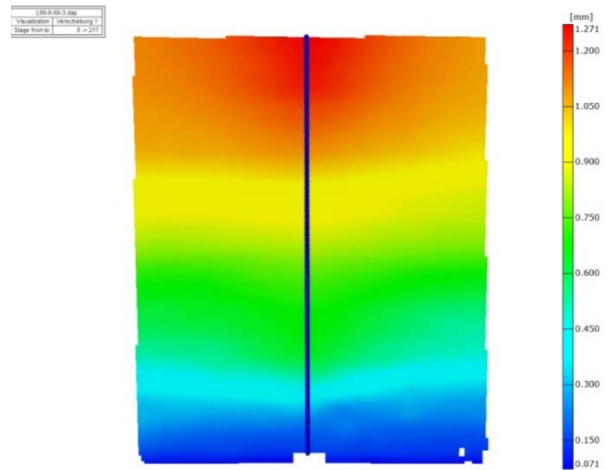


f) Probe L-60-6-60-2
Last 46,3 kN

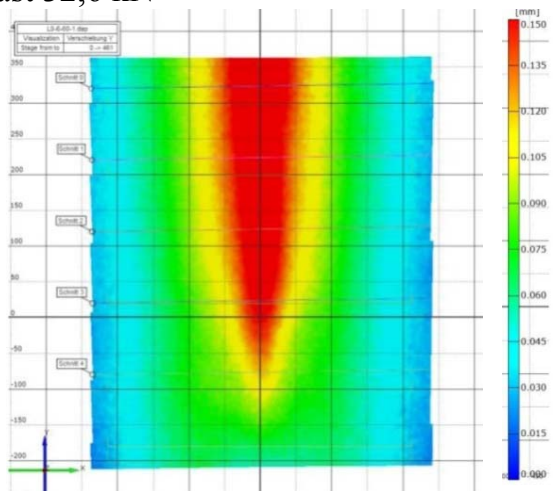
Bild A 3-18: Dehnung in X-Richtung ϵ_x der Proben L-0-6-60-1, L-0-6-60-3, L-30-6-60-1, L-0-6-60-2, L-60-6-60-1 und L-60-6-60-2.



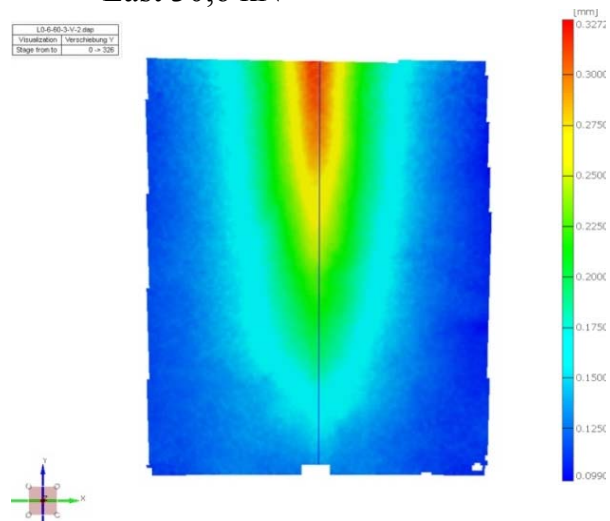
a) Probe L-90-6-60-1
Last 32,6 kN



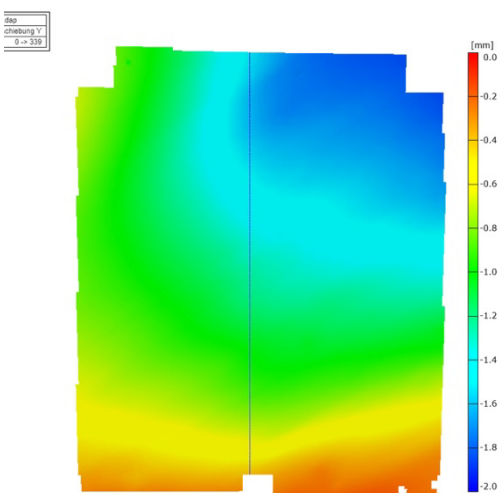
b) Probe L-90-6-60-3
Last 30,6 kN



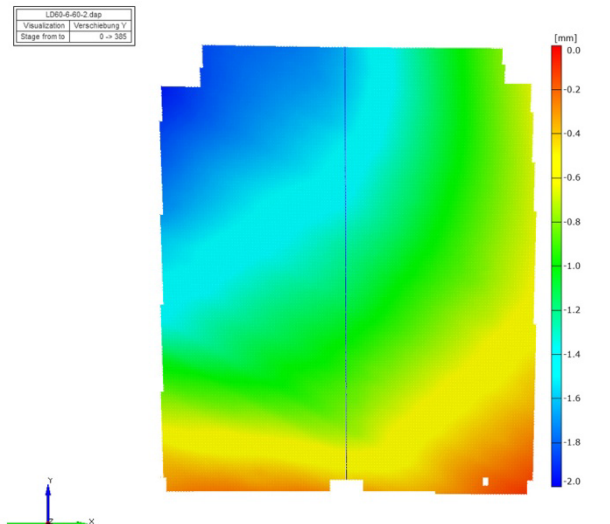
c) Probe L-0-6-60-1
Last 49,7 kN



d) Probe L-0-6-60-3
Last 49,5 kN

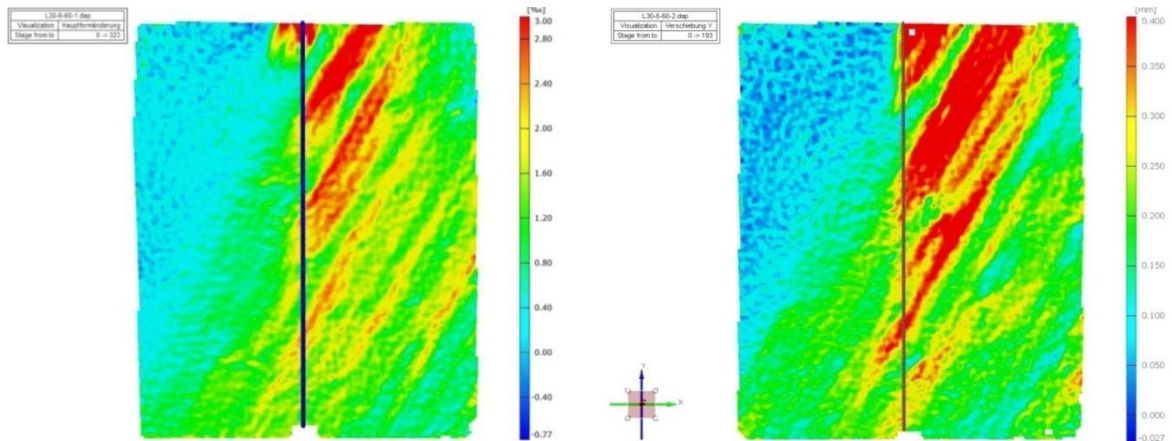


e) Probe L-60-6-60-1
Last 45,2 kN



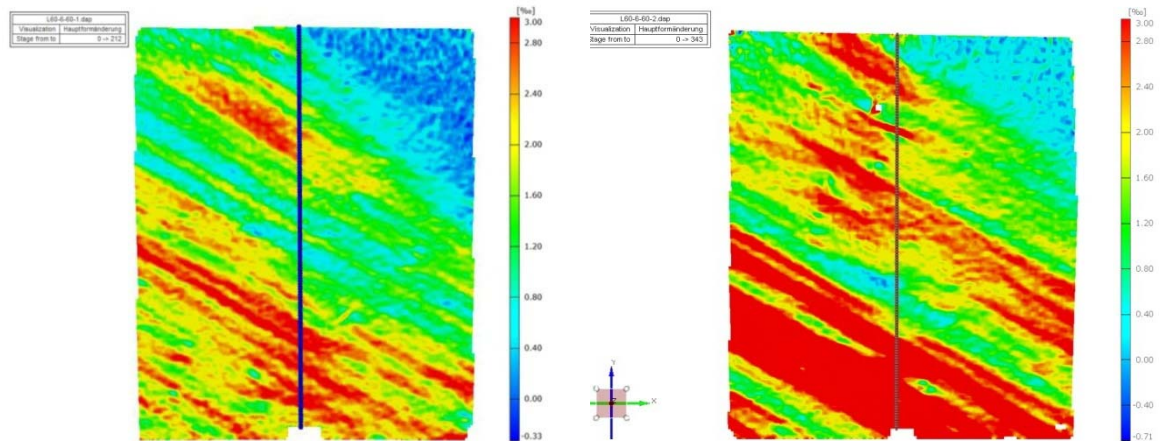
f) Probe L-60-6-60-2
Last 46,3 kN

Bild A 3-19: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-60-6-60-1, L-90-6-60-3, L-0-6-60-1, L-0-6-60-3, L-60-6-60-1 und L-60-6-60-2.



a) Probe L-30-6-60-1
Last 49,0 kN

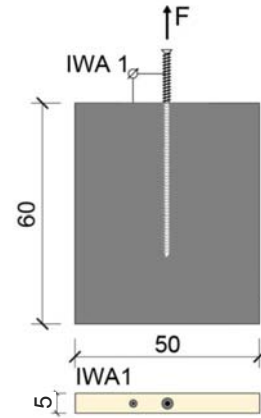
b) Probe L-30-6-60-2
Last 50,1 kN



c) Probe L-60-6-60-1
Last 35,0 kN

d) Probe L-60-6-60-2
Last 48,5 kN

Bild A 3-20: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L-30-6-60-1, L-30-6-60-2, L-60-6-60-1 und L-60-6-60-2.

Holzgüte GL 24h**Probendicke 50 mm****Schraubendurchmesser $d_s = 10$ mm****DIC-Messfeldgröße 500 x 600 mm²**

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-90-5-60-1	482,3	32,9	5,2	Stahlversagen
	L-90-5-60-2	494,5	32,1	4,9	Querzug
Z1S/0° Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-0-5-60-1	348,8	31,4	4,1	Stahlversagen
	L-0-5-60-2	354,7	32,7	4,3	Stahlversagen
Z1S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-30-5-60-3	474,2	32,1	4,0	Stahlversagen
	L-30-5-60-5	470,9	31,7	4,1	Stahlversagen
Z1S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-60-5-60-1	363,6	32,8	4,8	Stahlversagen
	L-60-5-60-2	363,7	32,0	4,3	Querzugbruch

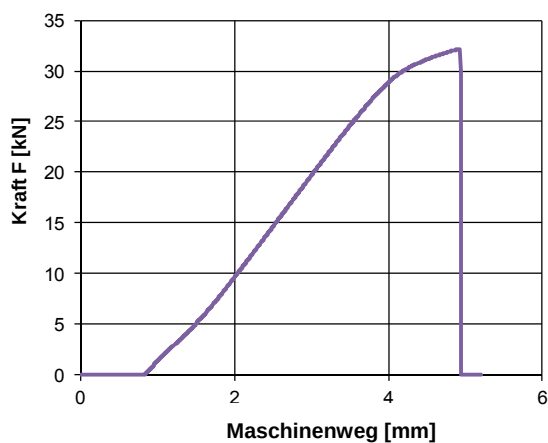
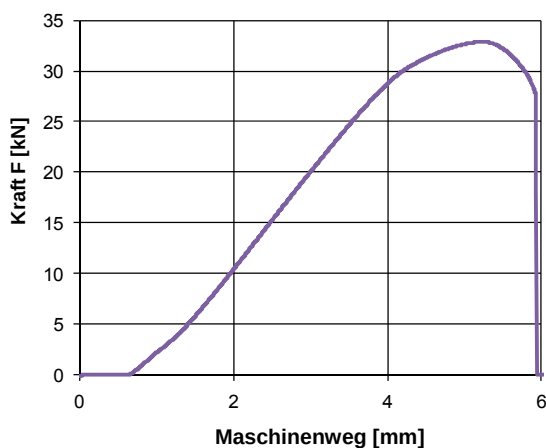


Bild A 3-21: Belastung des Versuchskörpers L90-5-60-1 (links), L90-5-60-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

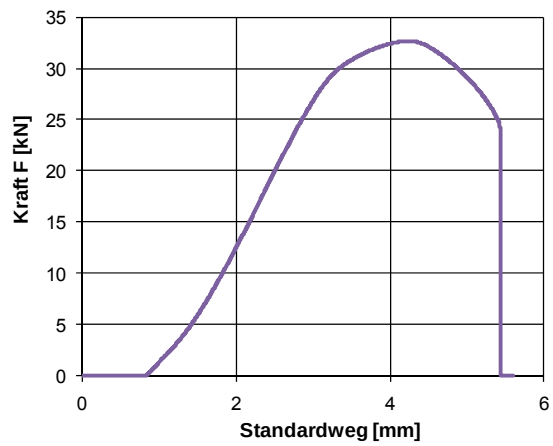
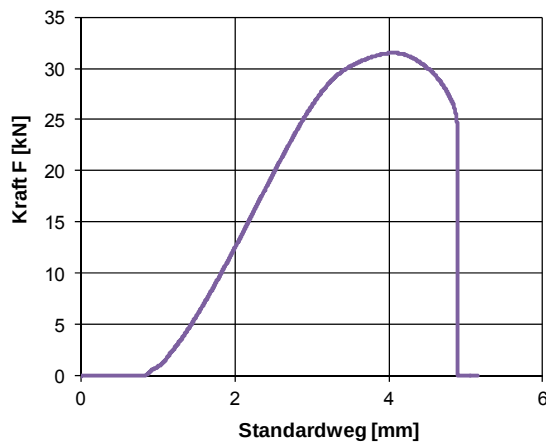


Bild A 3-22: Belastung des Versuchskörpers L0-5-60-1 (links), L0-5-60-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

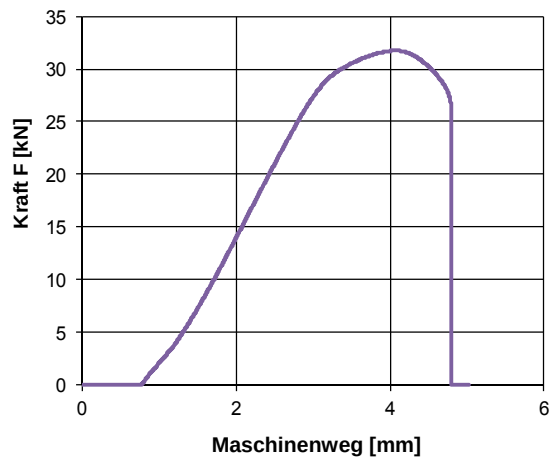
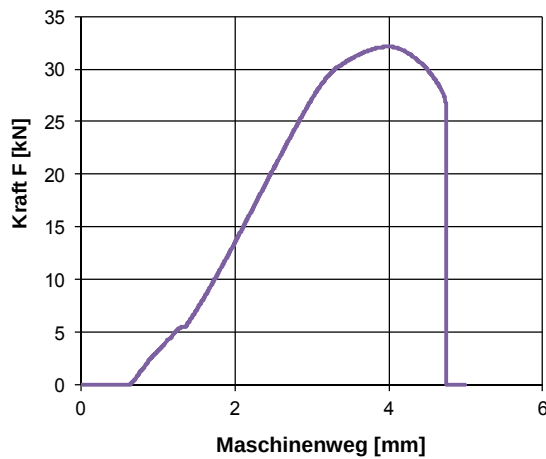


Bild A 3-23: Belastung des Versuchskörpers L30-5-60-3 (links), L30-5-60-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

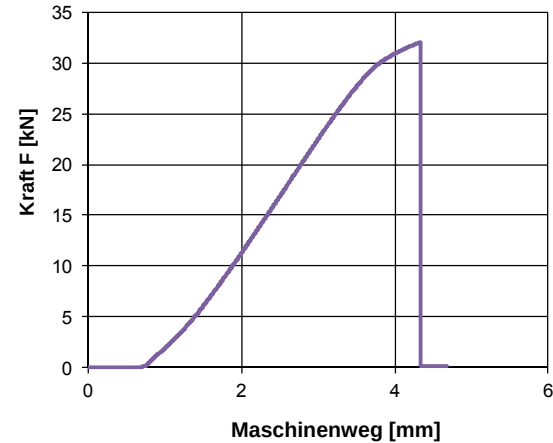
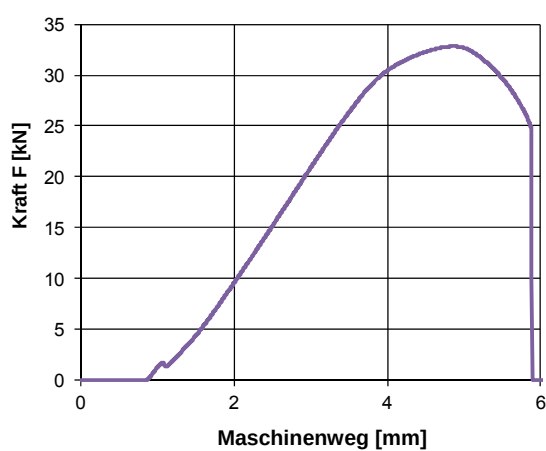


Bild A 3-24: Belastung des Versuchskörpers L60-5-60-1 (links), L60-5-60-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

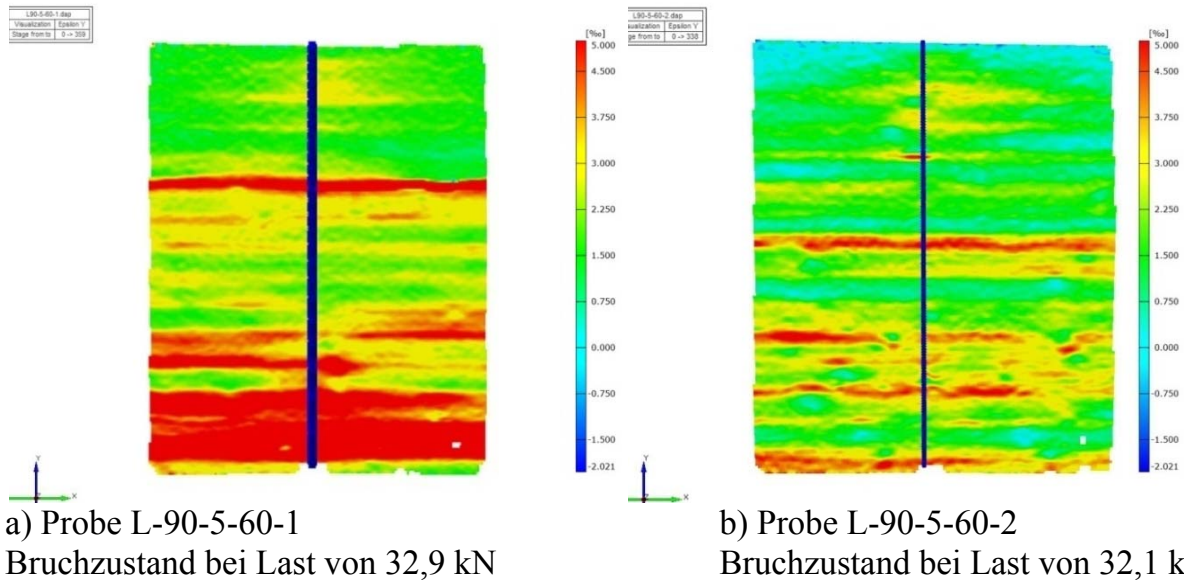


Bild A 3-25: Dehnung in vertikaler Richtung ε_y der Proben L90-5-60-1 und L90-5-60-2.

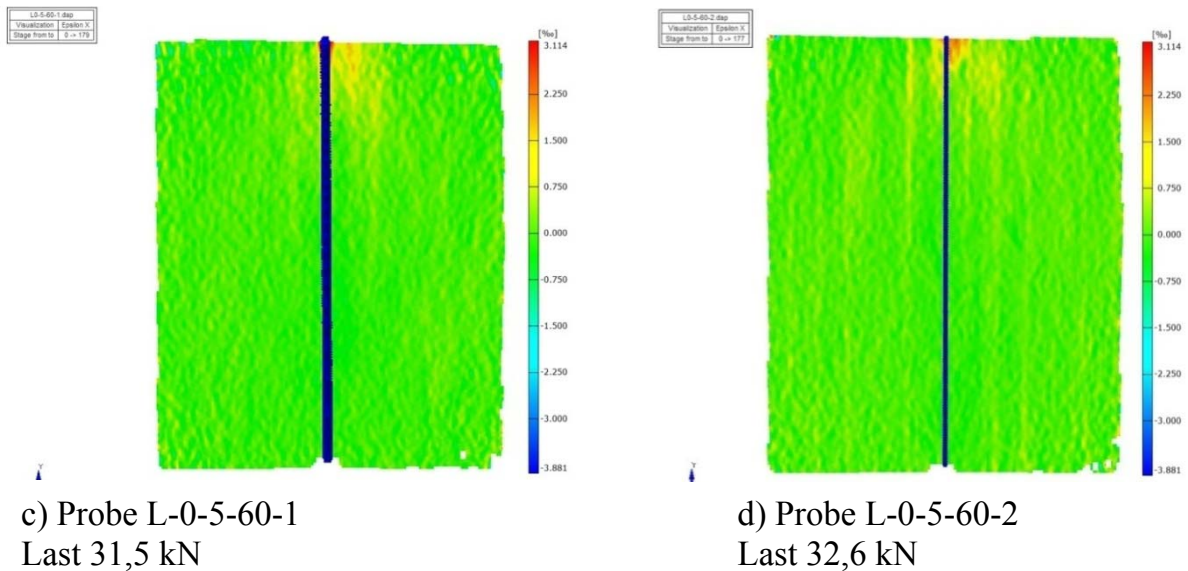
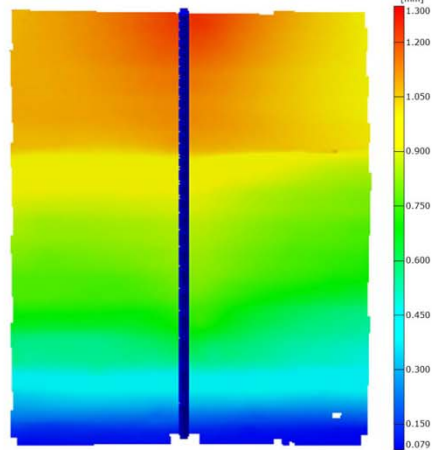


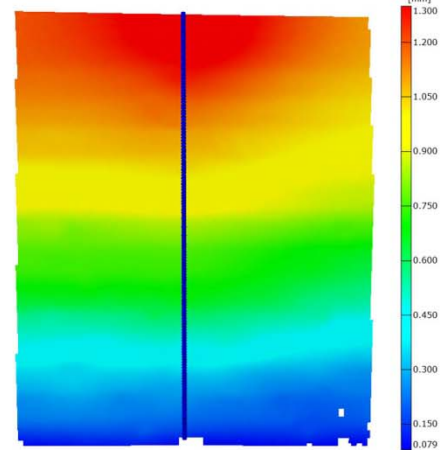
Bild A 3-26: Dehnung in X-Richtung ε_x der Proben L90-5-60-1 und L90-5-60-2.

L90-5-60-1.dwg
Visualisation: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 350



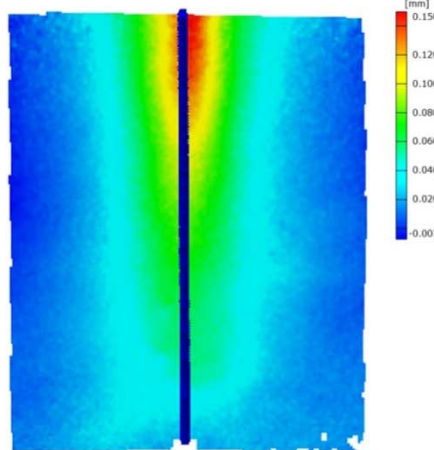
a) Probe L-90-5-60-1
Last 32,9 kN

L90-5-60-2.dwg
Visualisation: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 350



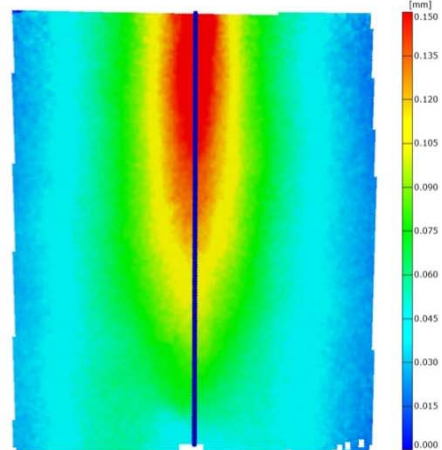
b) Probe L-90-5-60-2
Last 32,1 kN

L0-5-60-1.dwg
Visualisation: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 200



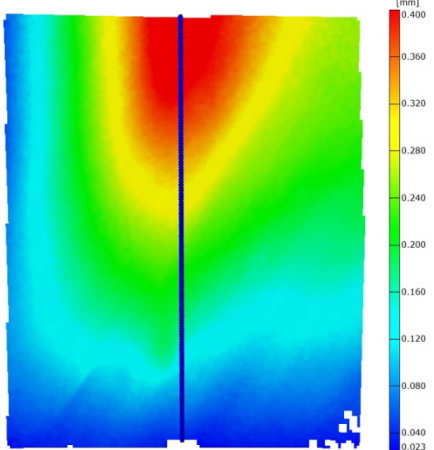
c) Probe L-0-5-60-1
Last 31,5 kN

L0-5-60-2.dwg
Visualisation: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 200



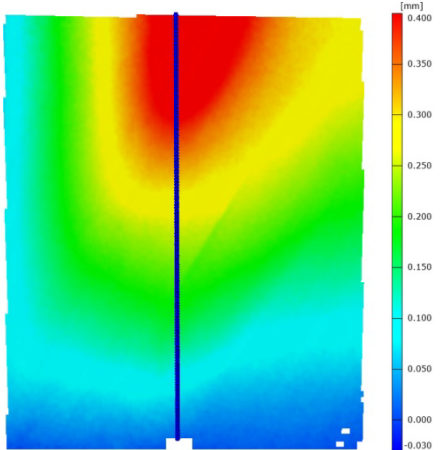
d) Probe L-0-5-60-2
Mittlere Last 32,6 kN

L30-5-60-3.dwg
Visualisation: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 275



e) Probe L-30-5-60-3
Last 32,1 kN

L30-5-60-5.dwg
Visualisation: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 200



f) Probe L-30-5-60-5
Last 31,7 kN

Bild A 3-27: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-90-5-60-1, L-90-5-60-2, L-0-5-60-1, L-0-5-60-2, L-30-5-60-3 und L-30-5-60-5.

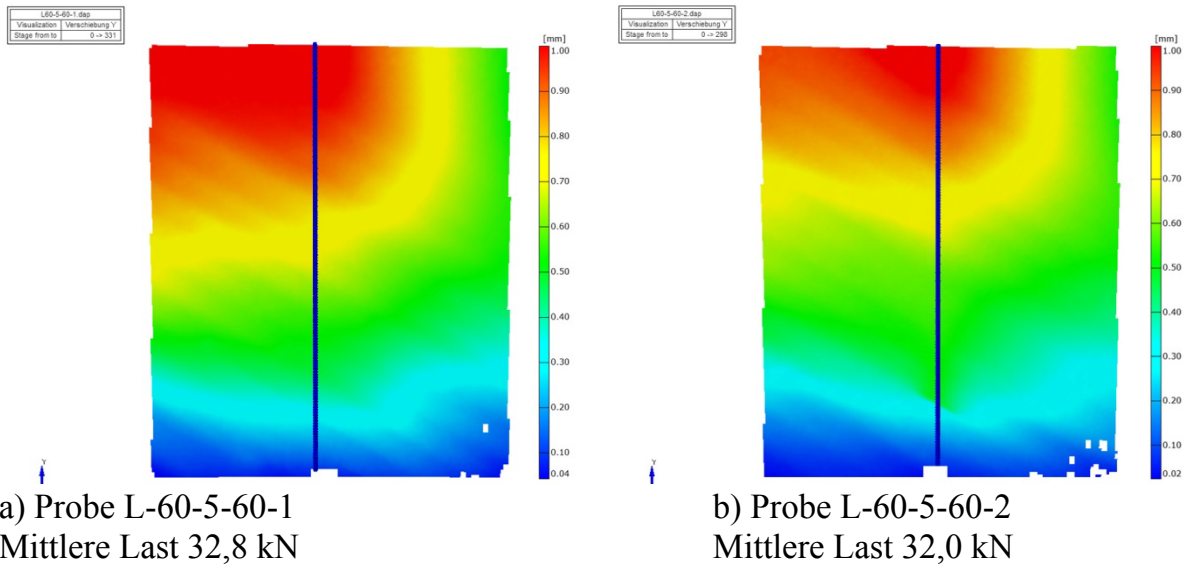


Bild A 3-28: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-60-5-60-1 und L-60-5-60-2.

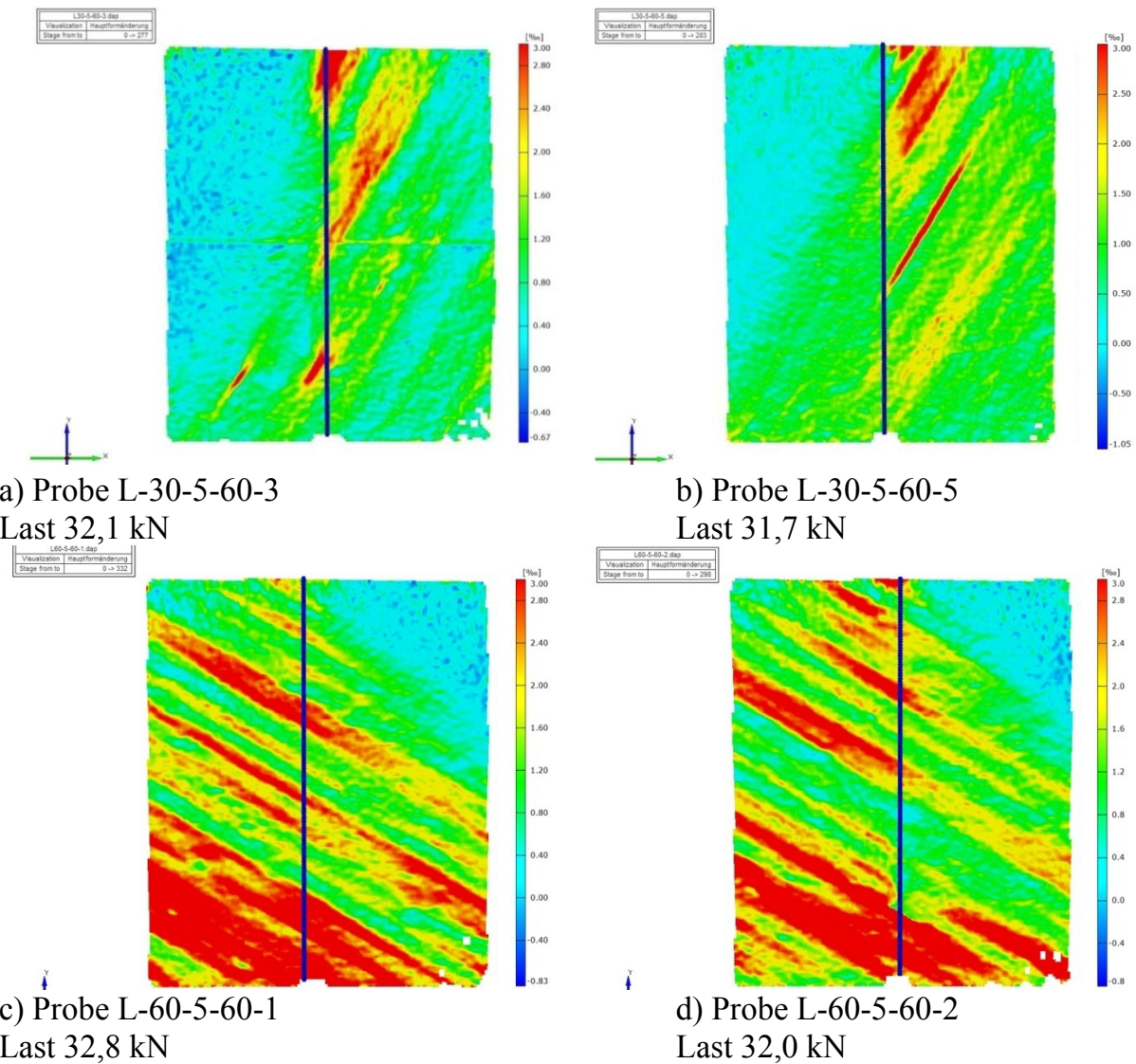
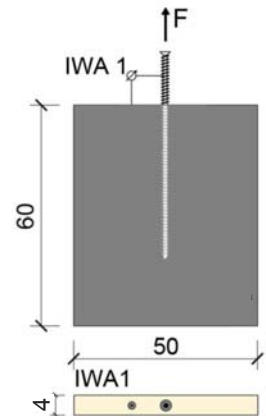


Bild A 3-29: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L-30-5-60-3, L-30-5-60-5, L-60-5-60-1 und L-60-5-60-2.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 40 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 8$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z1S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L-90-4-60-2	476,6	22,5	4,0	Stahlversagen
	L-90-4-60-3	480,7	24,8	5,0	Stahlversagen
Z1S/0° Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L-0-4-60-1	495,7	22,6	3,6	Stahlversagen
	L-0-4-60-3	496,3	24,6	4,3	Stahlversagen
Z1S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L30-6-60-E-1/4	462,0	27,1	4,7	Stahlversagen
	L30-4-60-E-5	462,8	24,5	3,3	Stahlversagen
	L30-4-60-E-8/2	478,2	26,7	4,8	Stahlversagen
Z1S/60° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L60-4-60-E-3	478,0	24,9	3,8	Stahlversagen
	L60-4-60-E-4	472,7	24,7	4,0	Stahlversagen

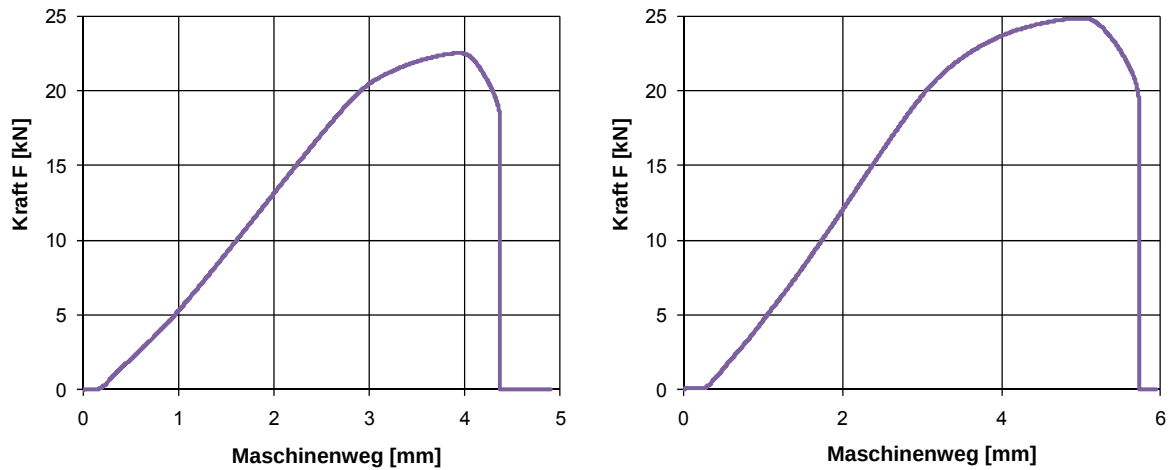


Bild A 3-30: Belastung des Versuchskörpers L-90-4-60-2 (links), L-90-4-60-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

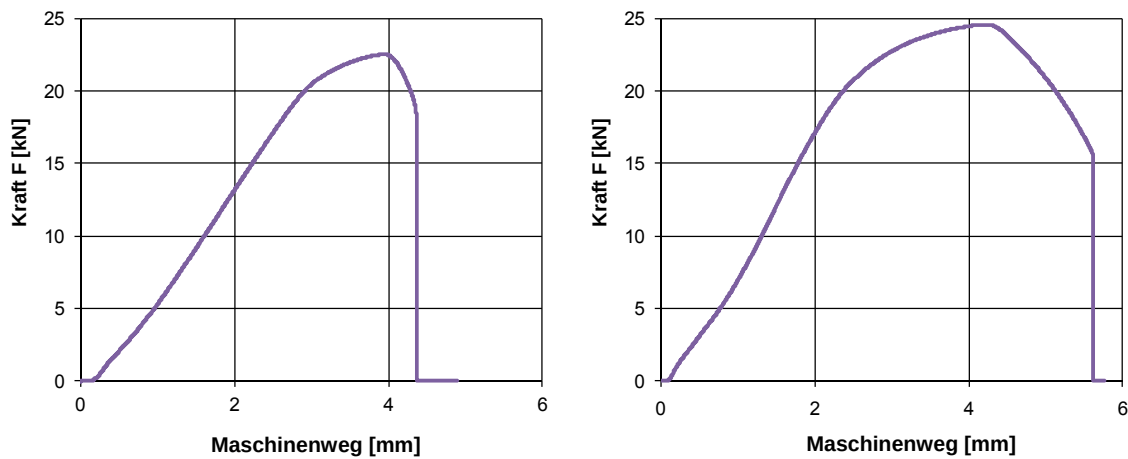


Bild A 3-31: Belastung des Versuchskörpers L-0-4-60-1 (links), L-0-4-60-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

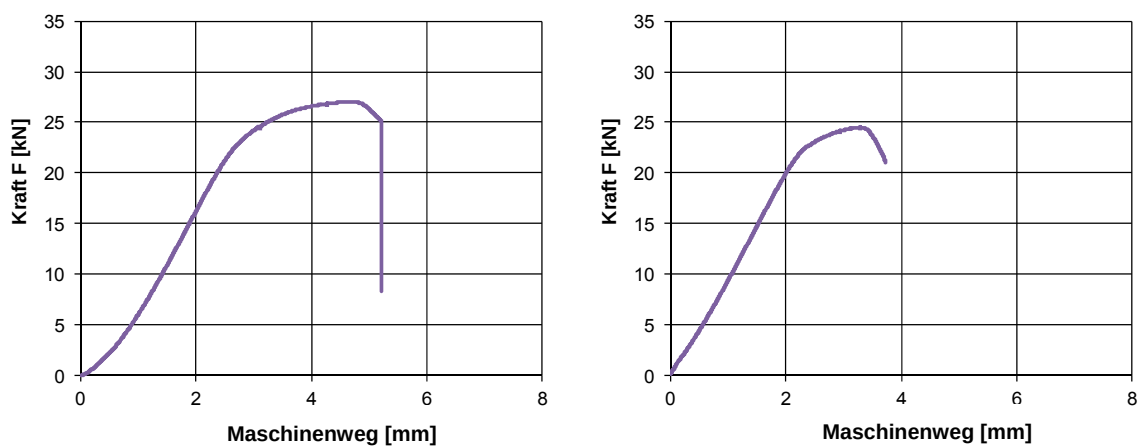


Bild A 3-32: Belastung des Versuchskörpers L30-6-60-E-1/4 (links), L30-4-60-E-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

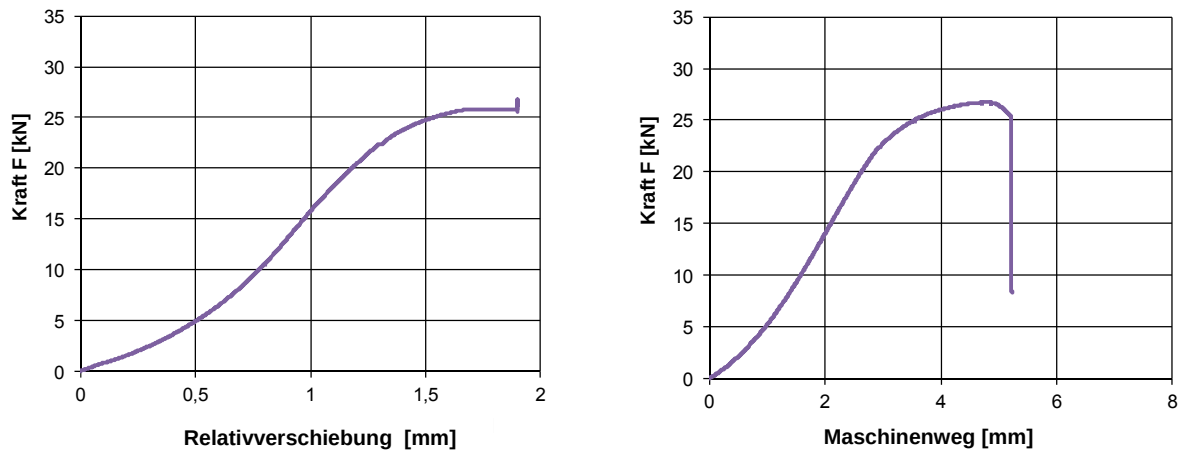


Bild A 3-33: Die Relativverschiebung der Schraube an der Stelle (IWA1) des Versuchskörpers L30-4-60-E8/2 in Abhängigkeit von der Belastung (links), Belastung des Versuchskörpers L30-4-60-E8/2 in Abhängigkeit zum Maschinenweg (rechts).

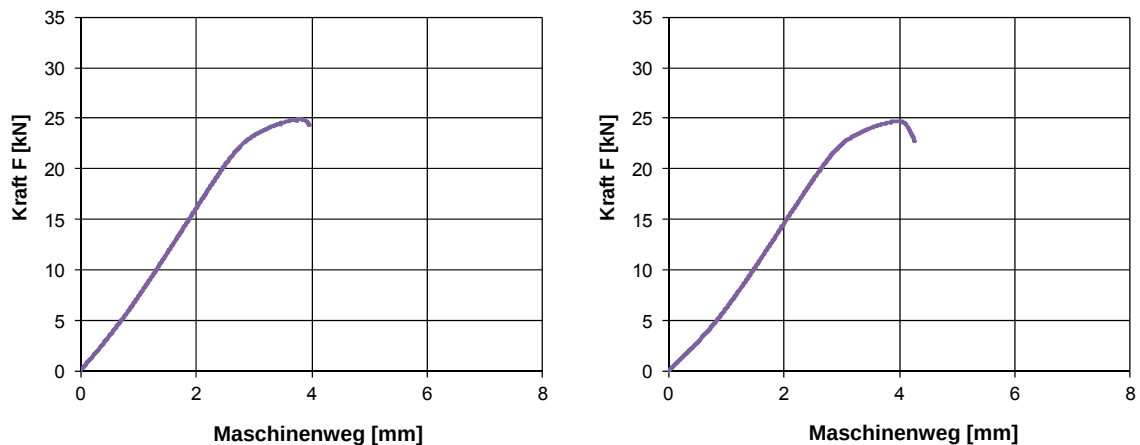


Bild A 3-34: Belastung des Versuchskörpers L60-4-60-E-3 (links), L60-4-60-E-4 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

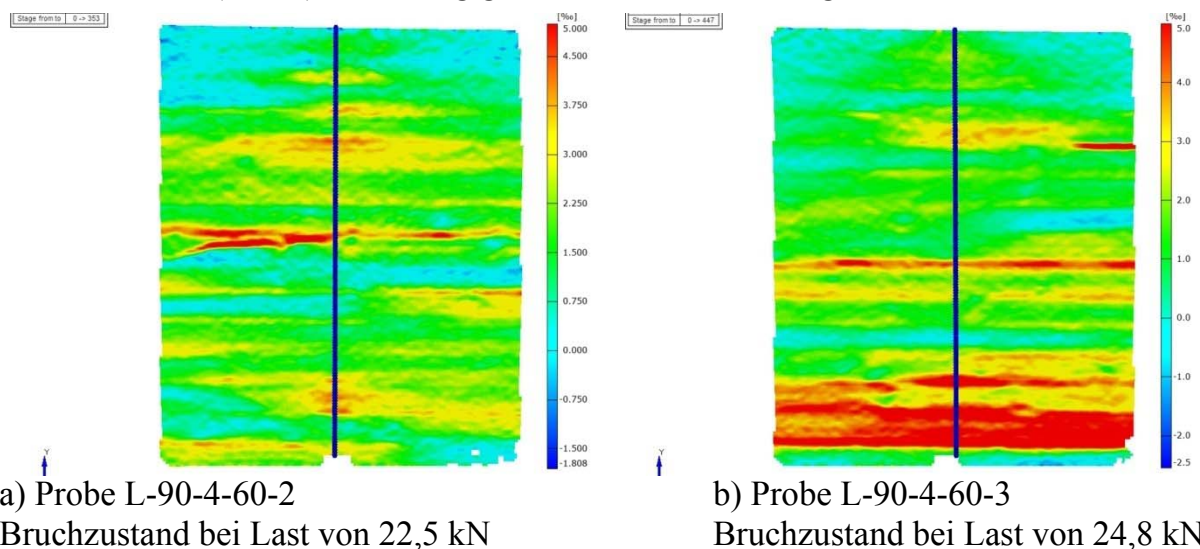
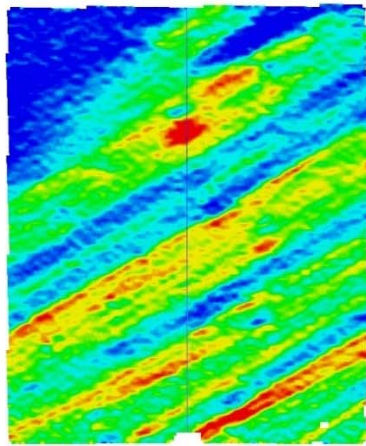


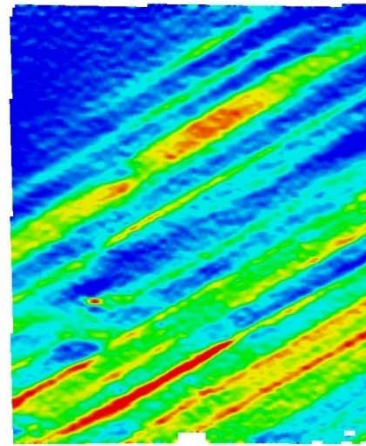
Bild A 3-35: Dehnung in vertikaler Richtung ε_y der Proben L-90-4-60-2 und L-90-4-60-3.

L60-4-60-E-3-dep
Visualisation | Epäken Y
Stage from to | 0 -> 345



a) Probe L60-4-60-E-3
Last 24,9 kN

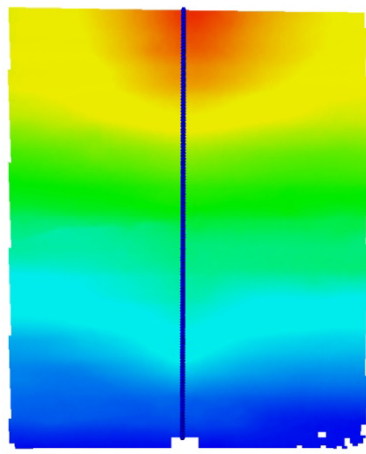
L60-4-60-E-4-dep
Visualisation | Epäken Y
Stage from to | 0 -> 347



b) Probe L60-4-60-E-4
Last 24,8 kN

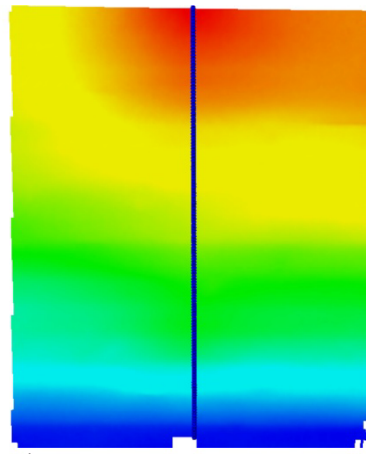
Bild A 3-36: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L-60-4-60-E-3 und L60-4-60-E-4.

L90-4-60-2-dep
Visualisation | Verschiebung Y
Stage from to | 0 -> 353



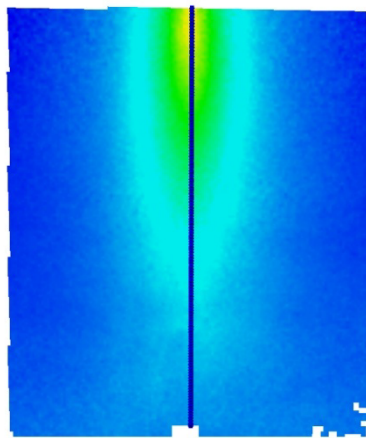
a) Probe L-90-4-60-2
Last 22,5 kN

L90-4-60-3-dep
Visualisation | Verschiebung Y
Stage from to | 0 -> 447



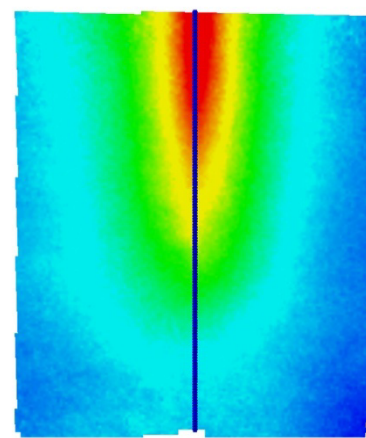
b) Probe L-90-4-60-3
Last 24,8 kN

L0-4-60-1-dep
Visualisation | Verschiebung Y
Stage from to | 0 -> 262



c) Probe L-0-4-60-1
Last 22,6 kN

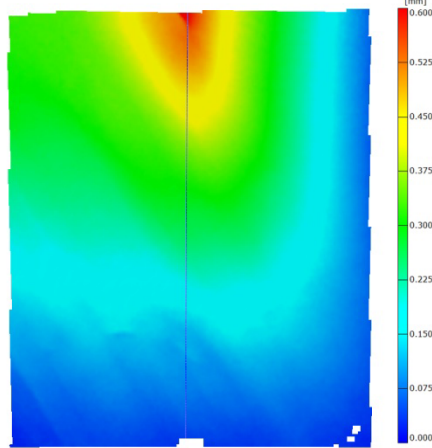
L0-4-60-3-dep
Visualisation | Verschiebung Y
Stage from to | 0 -> 371



d) Probe L-0-4-60-3
Last 24,6 kN

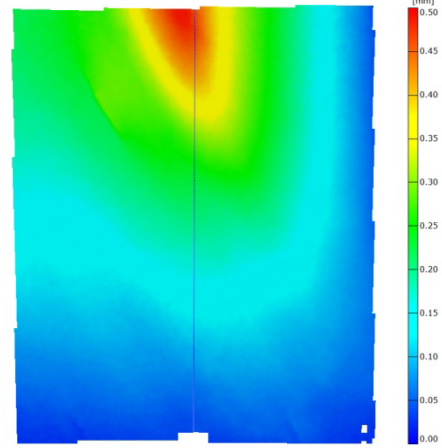
Bild A 3-37: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-90-4-60-2, L-90-4-60-3, L-0-4-60-1 und L-0-4-60-3.

L30-6-60-E-1-4 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 0 → 418



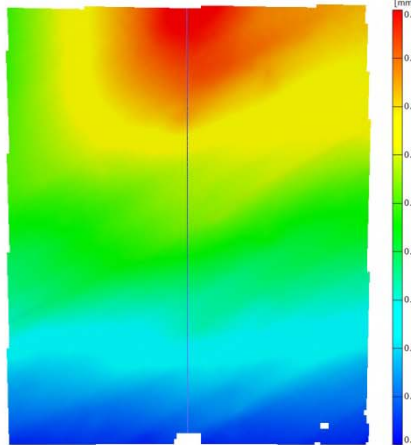
a) Probe L30-6-60-E-1/4
Last 27,1 kN

L30-4-60-E-5 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 0 → 291



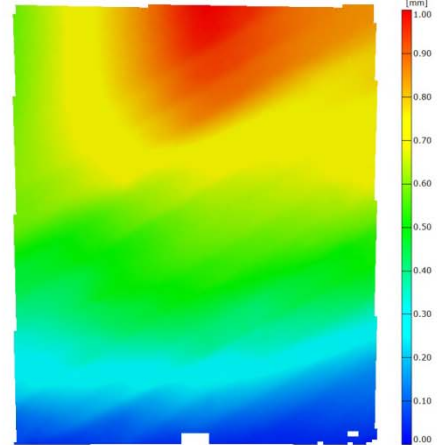
b) Probe L30-4-60-E-5
Last 24,5 kN

L60-4-60-E-3 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 0 → 340



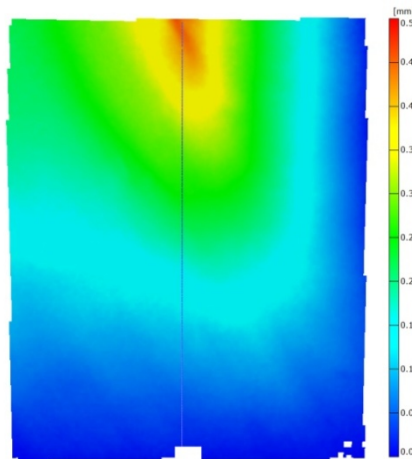
c) Probe L60-4-60-E-3
Last 24,9 kN

L60-4-60-E-4 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 0 → 347



d) Probe L60-4-60-E-4
Last 24,8 kN

L30-4-60-E-8/2 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 1 → 415



e) Probe L30-4-60-E8/2
Last 26,8 kN

Bild A 3-38: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L30-6-60-E-1/4, L30-4-60-E-5, L60-4-60-E-3, L60-4-60-E-4 und L30-4-60-E8/2.

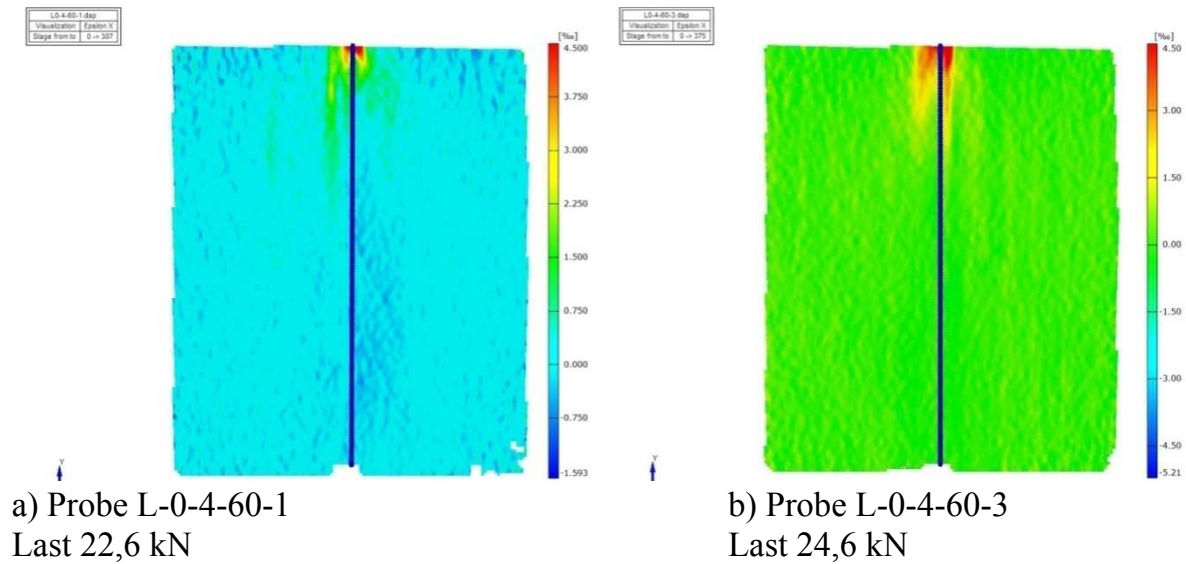


Bild A 3-39: Dehnung in horizontaler Richtung ϵ_x der Proben L-0-4-60-1 und L-0-4-60-3.

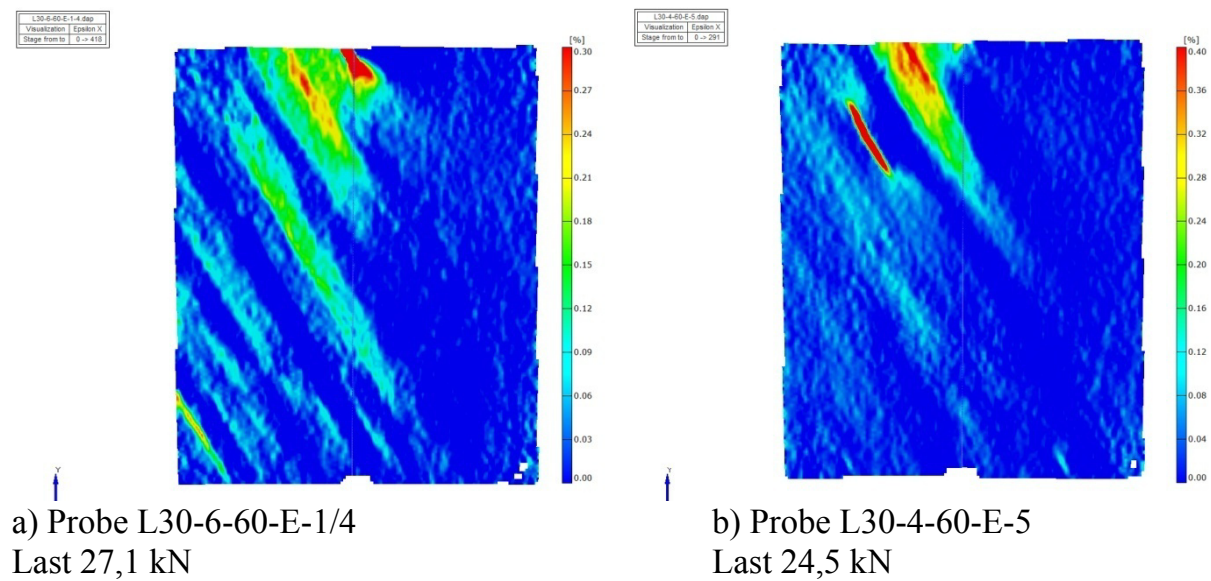
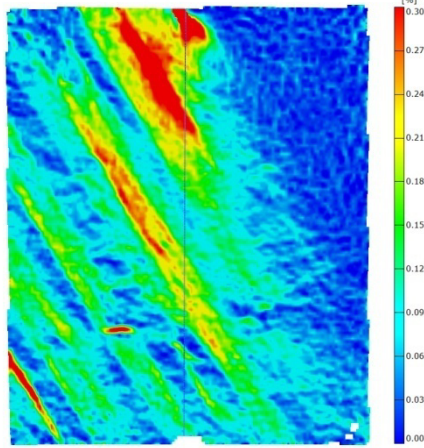


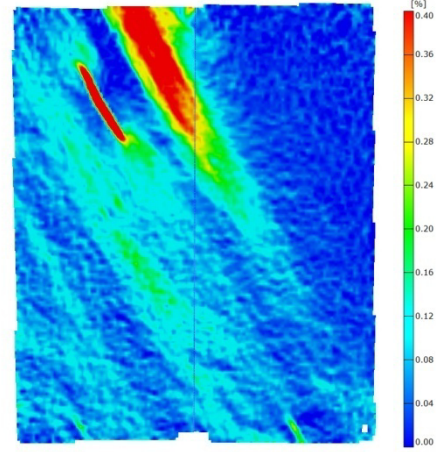
Bild A 3-40: Dehnung in X-Richtung ϵ_x der Proben L-0-4-60-1, L-0-4-60-3, L30-6-60-E-1/4 und L30-4-60-E-5.

L30-6-60-E-1-4-dep
 Visualization | Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 416



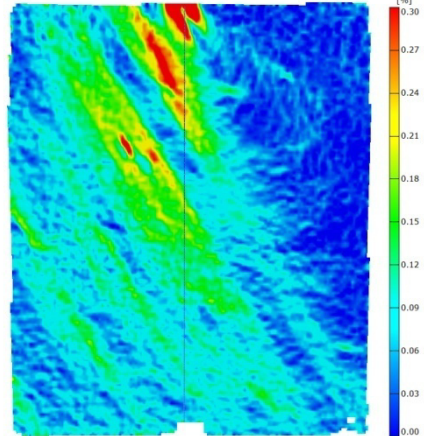
a) Probe L30-6-60-E-1/4
 Last 27,1 kN

L30-4-60-E-5-dep
 Visualization | Hauptformänderung
 Stage from to 9 → 291



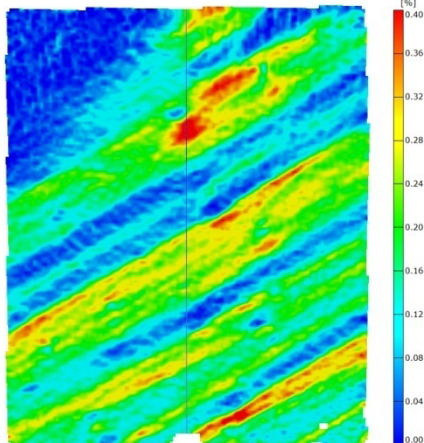
b) Probe L30-4-60-E-5
 Last 24,5 kN

L30-4-60-E-8-2-dep
 Visualization | Hauptformänderung
 Stage from to 1 → 415



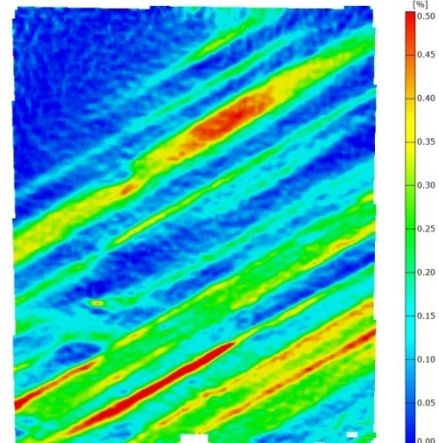
c) Probe L30-4-60-E8/2
 Last 26,8 kN

L60-4-60-E-3-dep
 Visualization | Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 340



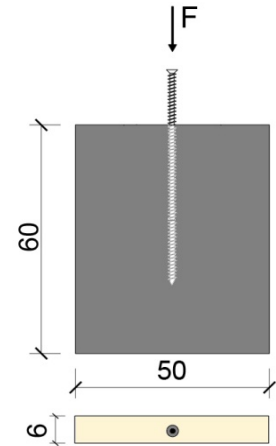
d) Probe L60-4-60-E-3
 Last 24,9 kN

L60-4-60-E-4-dep
 Visualization | Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 347



e) Probe L60-4-60-E-4
 Last 24,8 kN

Bild A 3-41: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L30-6-60-E-1/4, L30-4-60-E-5, L30-4-60-E8/2, L60-4-60-E-3 und L60-4-60-E-4.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 60 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 12$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
D1S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-90-8-60-8/6	498,4	50,6	7,2	Ausknicken der Schraube
	L-90-8-60-7/6	488,8	49,8	6,7	Ausknicken der Schraube
D1S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-30-6-60-3	498,4	46,9	4,1	Ausknicken der Schrauben und Verbundversagen
	L-30-6-60-6	495,4	47,1	4,0	Ausknicken der Schraube
D1S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-60-6-60-1	477,9	45,2	5,4	Ausknicken der Schraube
	L-60-6-60-2	483,4	46,3	6,2	Ausknicken der Schraube

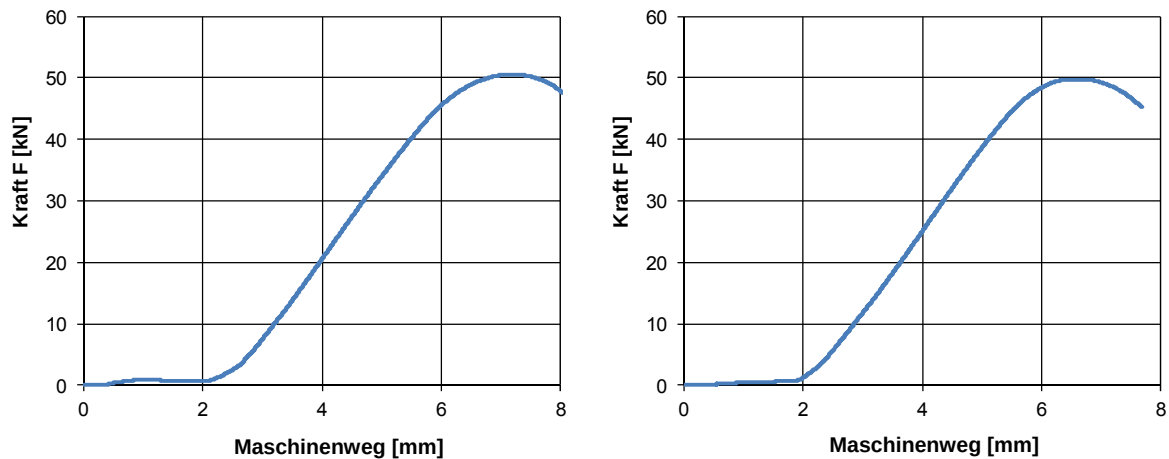


Bild A 3-42: Belastung des Versuchskörpers L-90-8-60-8/6 (links), L-90-8-60-7/6 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 1 mm/min.

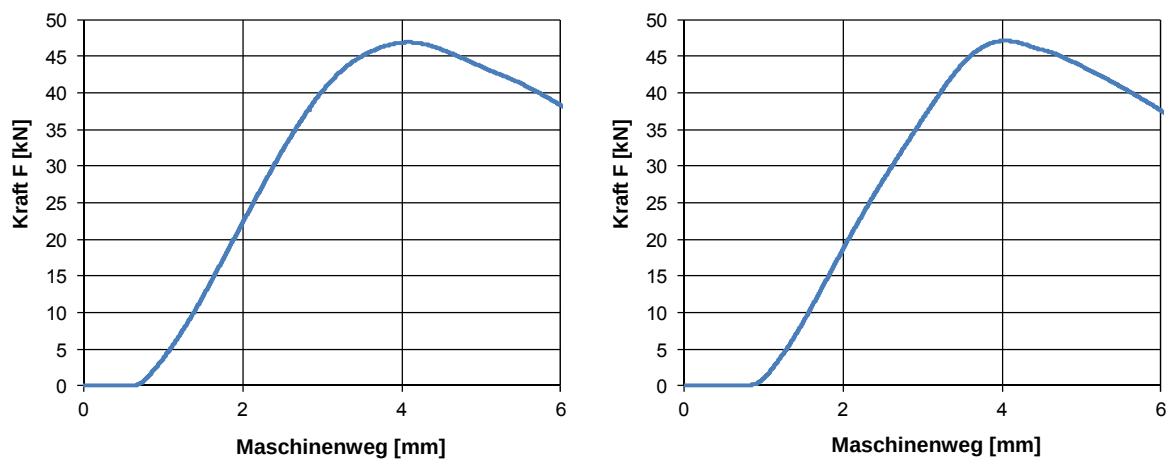


Bild A 3-43: Belastung des Versuchskörpers L-30-6-60-3 (links), L-30-6-60-6 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 1 mm/min.

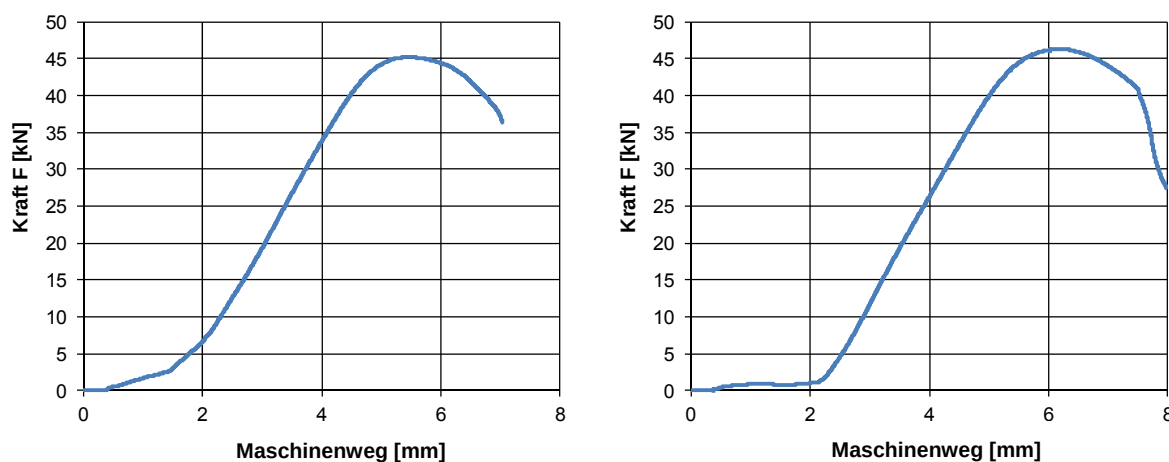
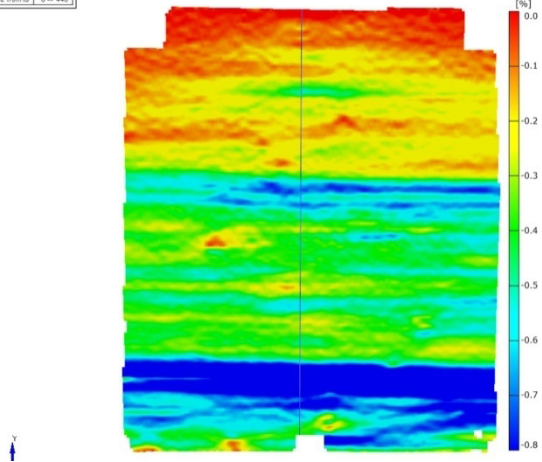


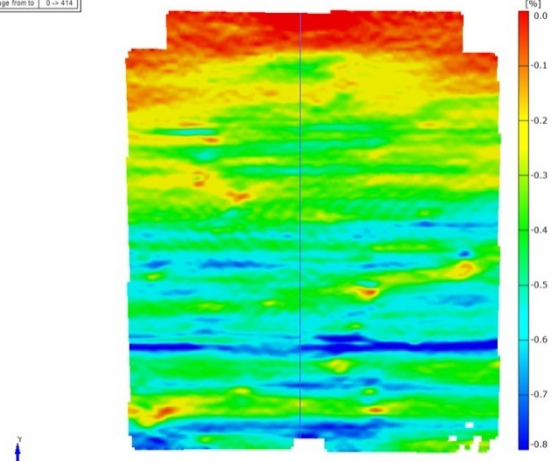
Bild A 3-44: Belastung des Versuchskörpers L-60-6-60-1 (links), L-60-6-60-1 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 1 mm/min.

LD-90-8-60-8-6 step
Visualization: Epsilon Y
Stage from to: 6 -> 446



a) Probe L-90-8-60-8/6
Last 50,6 kN

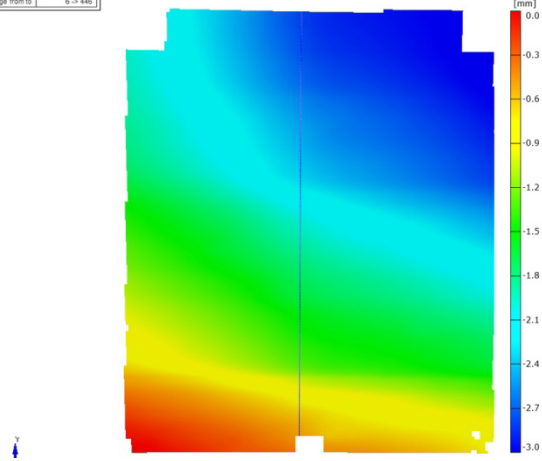
LD90-8-60-7-6 step
Visualization: Epsilon Y
Stage from to: 0 -> 414



b) Probe L-90-8-60-7/6
Last 49,8 kN

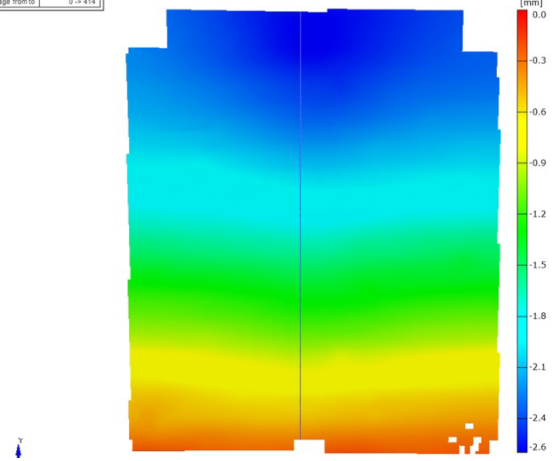
Bild A 3-45: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L-90-8-60-8/6 und L-90-8-60-7/6.

LD-90-8-60-8-6 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 6 -> 446



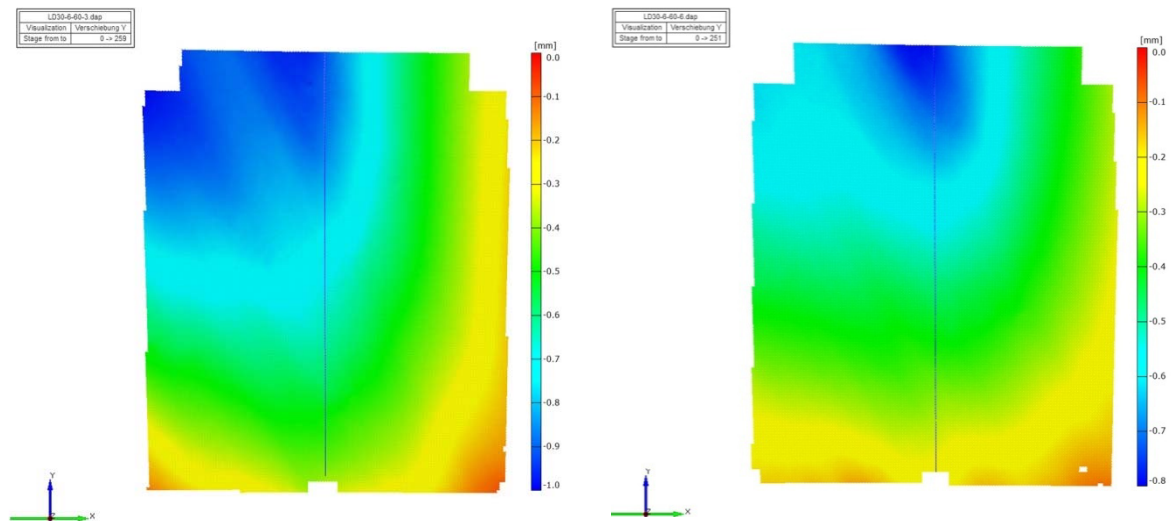
a) Probe L-90-8-60-8/6
Last 50,6 kN

LD90-8-60-7-6 step
Visualization: Verschiebung Y
Stage from to: 0 -> 414



b) Probe L-90-8-60-7/6
Last 49,8 kN

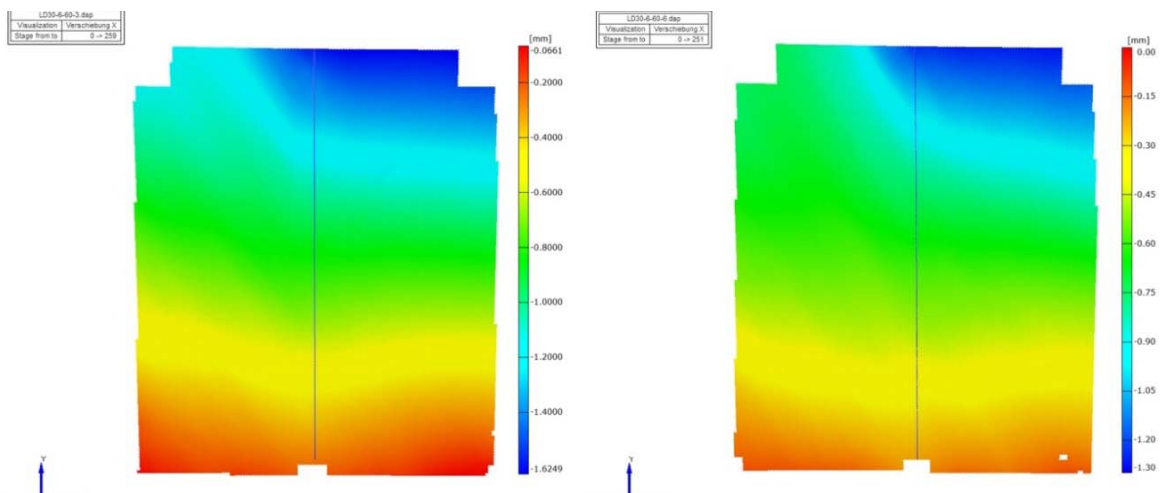
Bild A 3-46: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-90-8-60-8/6 und L-90-8-60-7/6.



a) Probe L-30-6-60-3
Last 46,9 kN

b) Probe L-30-6-60-6
Last 47,1 kN

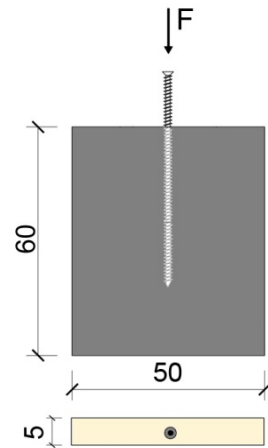
Bild A 3-47: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-30-6-60-3 und L-30-6-60-6.



a) Probe L-30-6-60-3
Last 46,9 kN

b) Probe L-30-6-60-6
Last 47,1 kN

Bild A 3-48: Verschiebung in X-Richtung der Proben L-30-6-60-3 und L-30-6-60-6.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 50 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 10$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
D1S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-90-5-60-5	490,3	31,4	4,9	Ausknicken der Schrauben und Verbundversagen
	L-90-5-60-6	478,1	33,0	4,2	Ausknicken der Schraube
D1S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-30-5-60-4	486,6	32,2	3,8	Ausknicken der Schraube
D1S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L-60-5-60-5	485,0	34,2	5,4	Ausknicken der Schraube

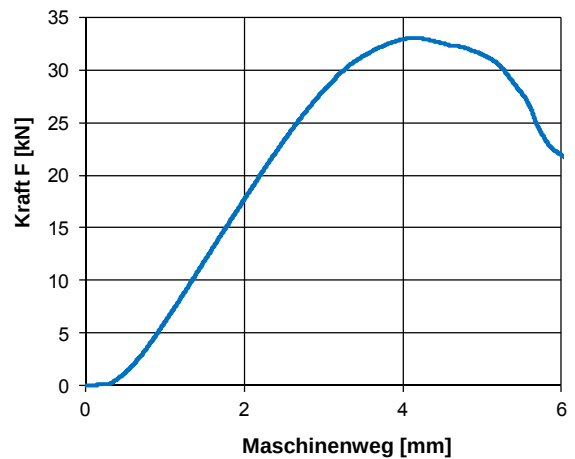
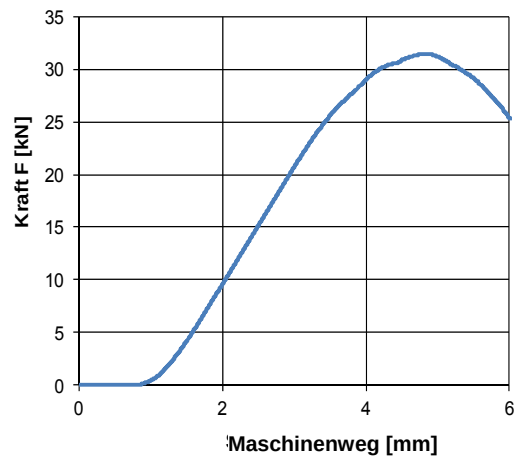


Bild A 3-49: Belastung des Versuchskörpers L-90-5-60-5 (links), L-90-5-60-6 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 0,9 mm/min.

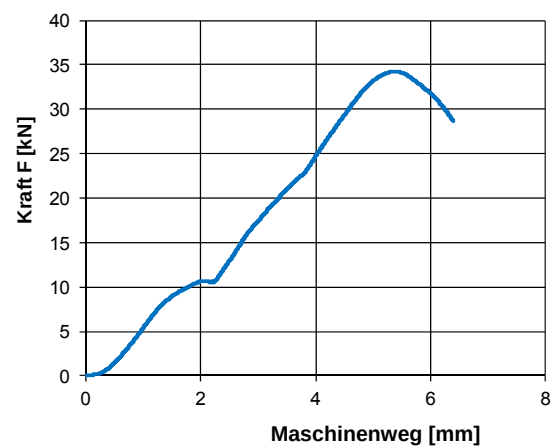
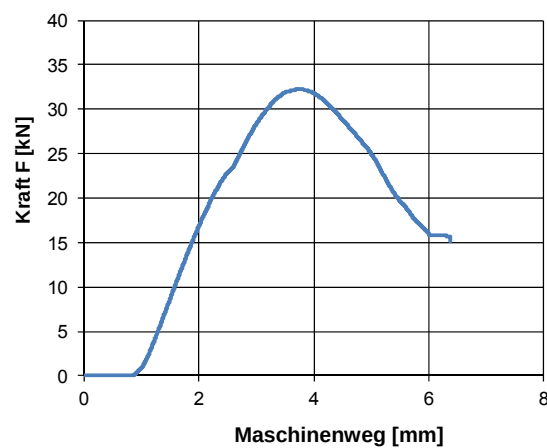
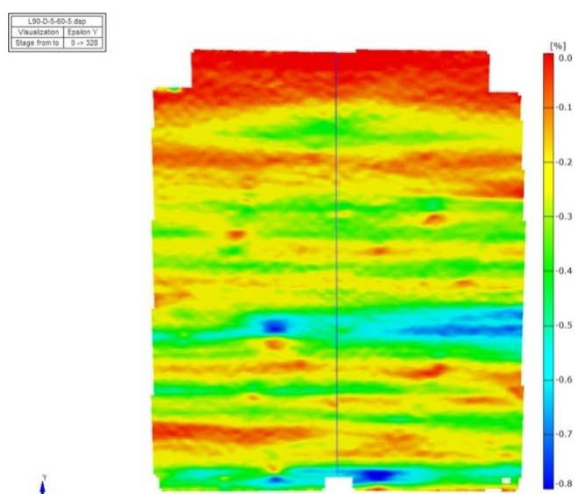
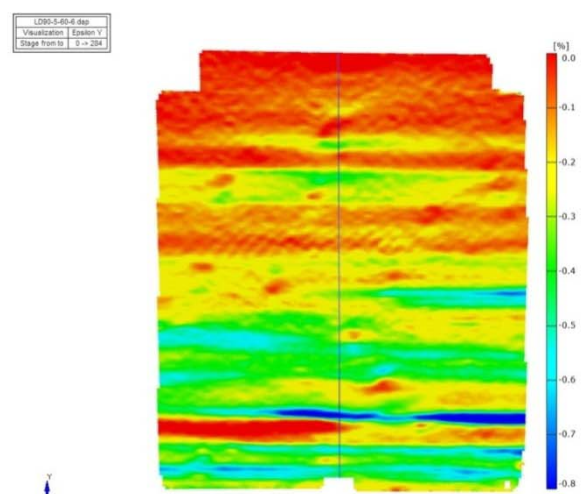


Bild A 3-50: Belastung des Versuchskörpers L-30-5-60-4 (links), L-60-5-60-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 0,9 mm/min.



a) Probe L-90-5-60-5
Last 31,3 kN



b) Probe L-90-5-60-6
Last 33,0 kN

Bild A 3-51: Dehnung in vertikaler Richtung ε_y der Proben L-90-5-60-5 und L-90-5-60-6.

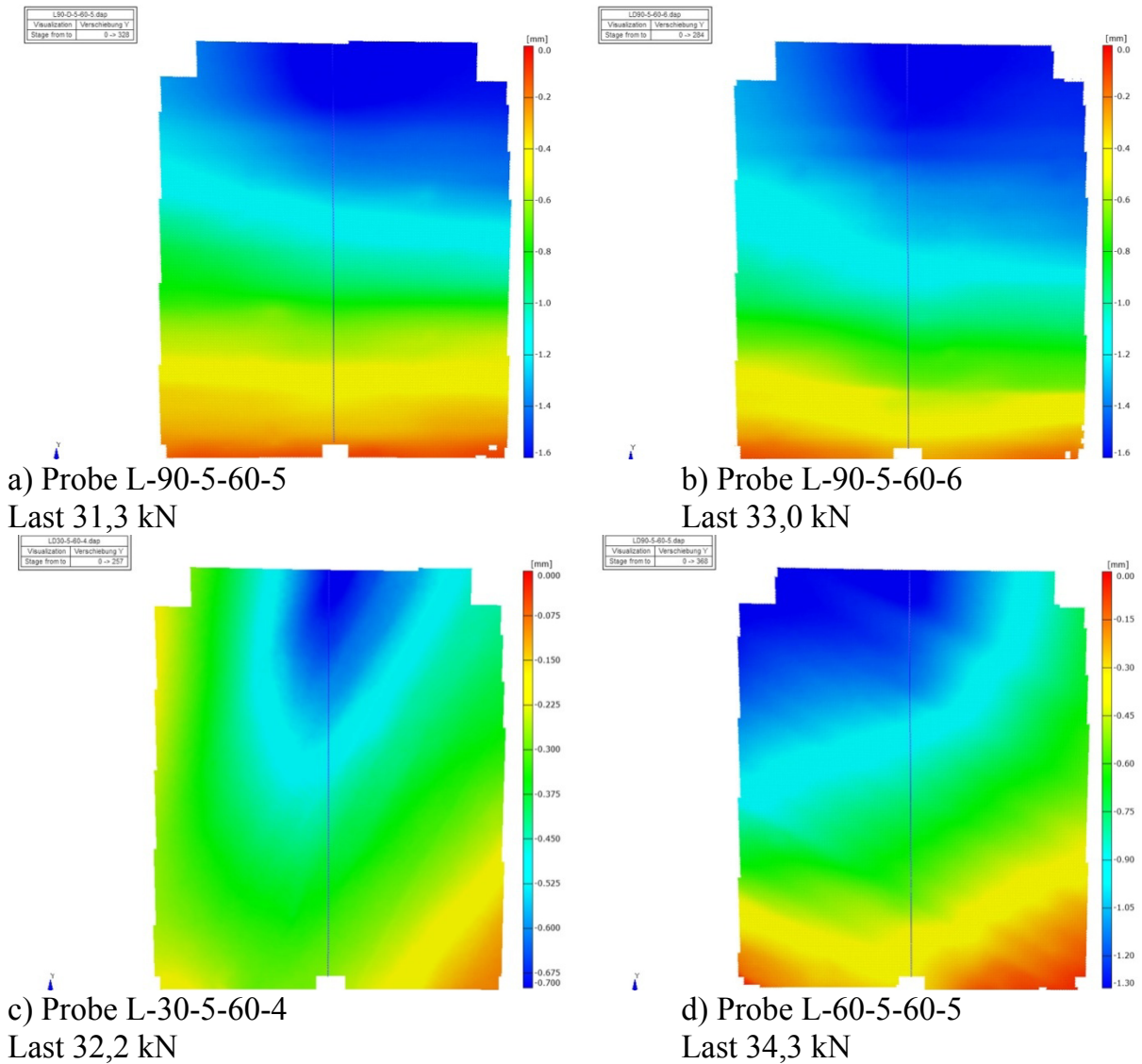


Bild A 3-52: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-90-5-60-5, L-90-5-60-6, L-30-5-60-4 und L-60-5-60-5.

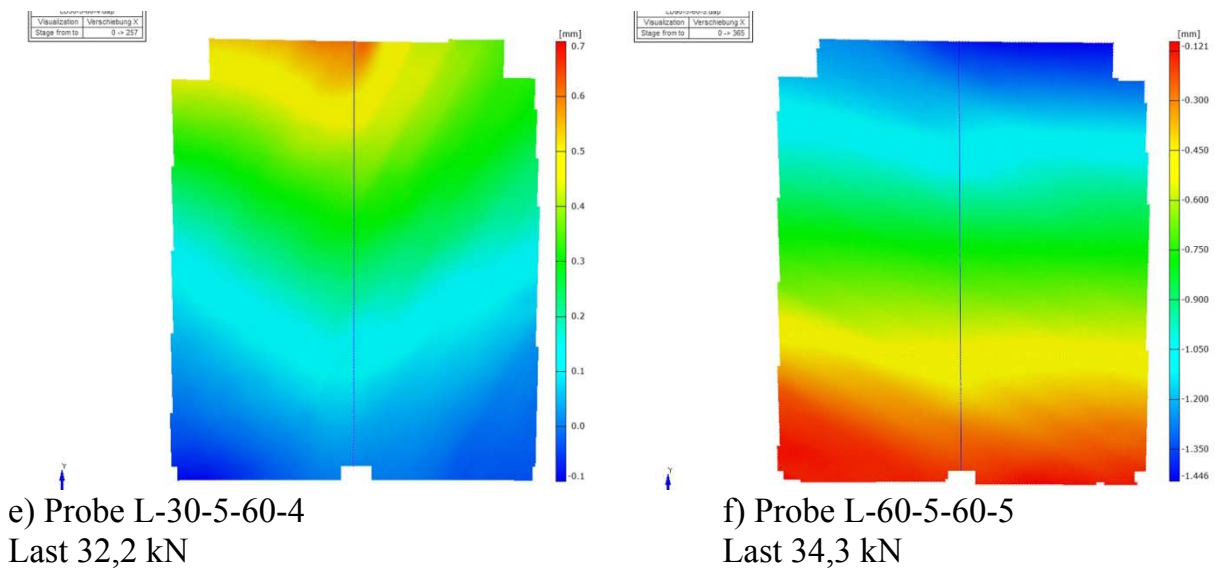
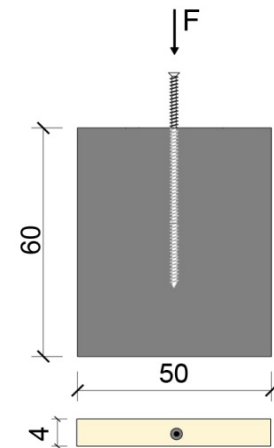


Bild A 3-53: Verschiebung in X-Richtung der Proben L-30-5-60-4 und L-60-5-60-5.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 40 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 8$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
D1S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L-90-4-60-4	505,7	22,8	3,3	Ausknicken der Schraube
	L-90-4-60-5	506,8	23,0	3,4	Ausknicken der Schraube

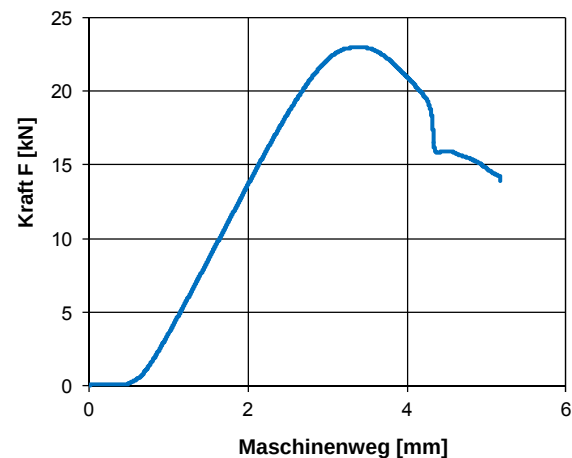
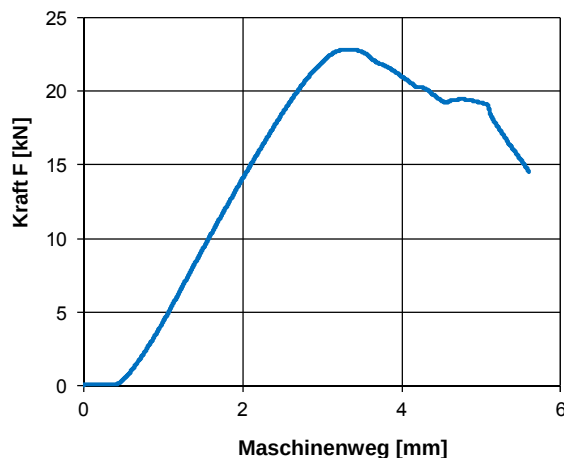
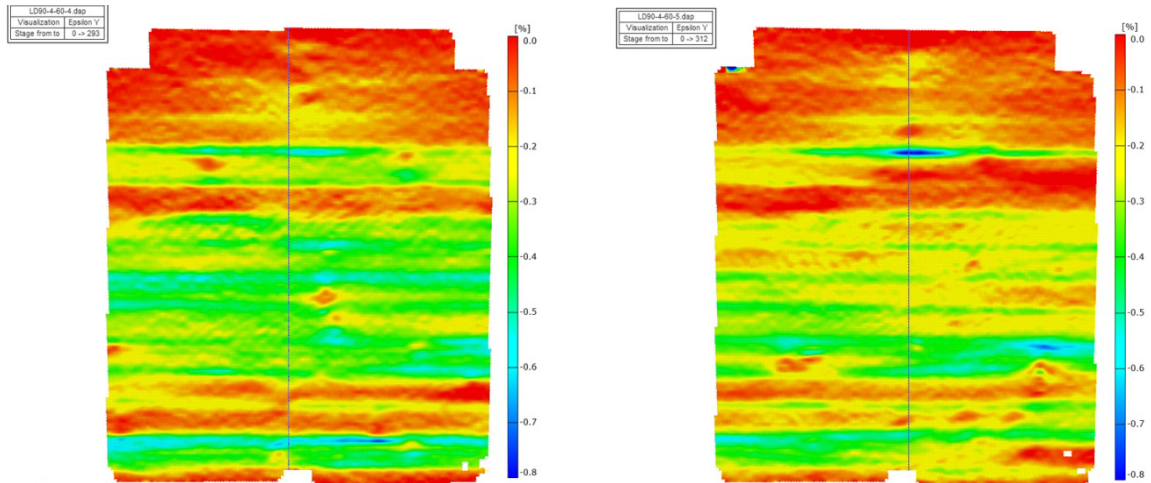


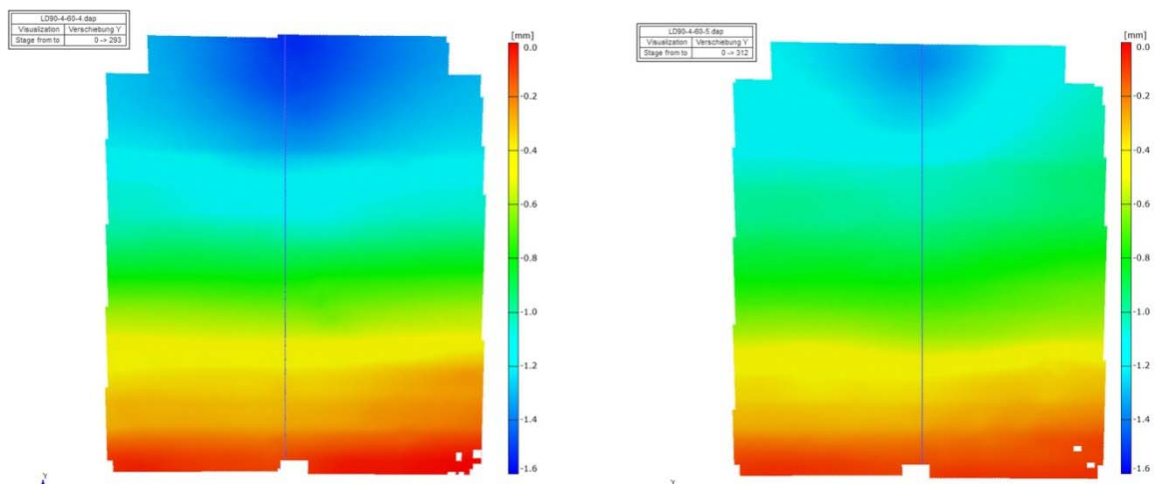
Bild A 3-54: Belastung des Versuchskörpers L-90-4-60-4 (links), L-90-4-60-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 0,7 mm/min.



a) Probe L-90-4-60-4
Last 22,5 kN

b) Probe L-90-4-60-5
Last 24,8 kN

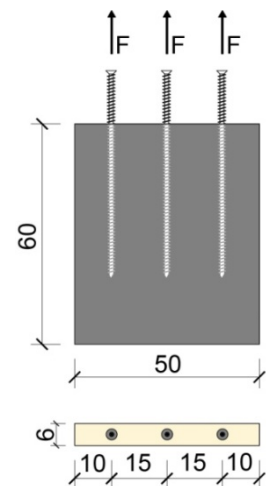
Bild A 3-55: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L-90-4-60-4 und L-90-4-60-5.



a) Probe L-90-4-60-4
Last 22,9 kN

b) Probe L-90-4-60-5
Last 22,9 kN

Bild A 3-56: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-90-4-60-4 und L-90-4-60-5.

Holzgüte GL 24h**Probendicke 60 mm****Schraubendurchmesser $d_s = 12$ mm****DIC-Messfeldgröße 500 x 600 mm²**

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z3S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L90-6-60-4	484,7	14,5	2,1	Querzug
	L90-6-60-5	481,9	12,1	1,8	Querzug
Z3S/0° Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L0-6-60-4	488,8	50,8	9,9	Querzug
	L0-6-60-5	498,4	51,5	9,9	Querzug
Z3S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L30-6-60-4-2	495,1	52,5	5,6	Querzug
	L30-6-60-4	498,8	51,3	5,0	Querzug
Z3S/60 ° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L60-6-60-4	491,1	20,4	2,8	Querzug
	L60-6-60-3	494,6	15,0	2,0	Querzug

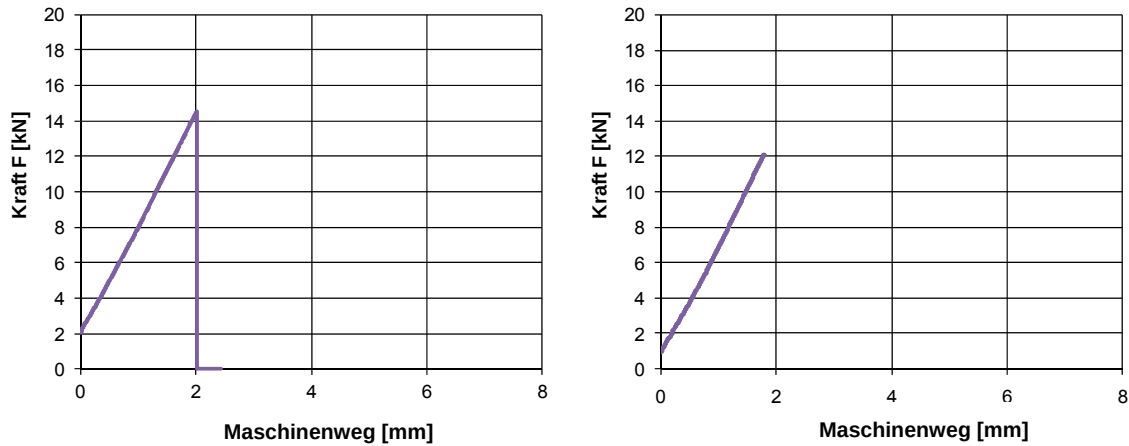


Bild A 3-57: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L90-6-60-4 (links), L90-6-60-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

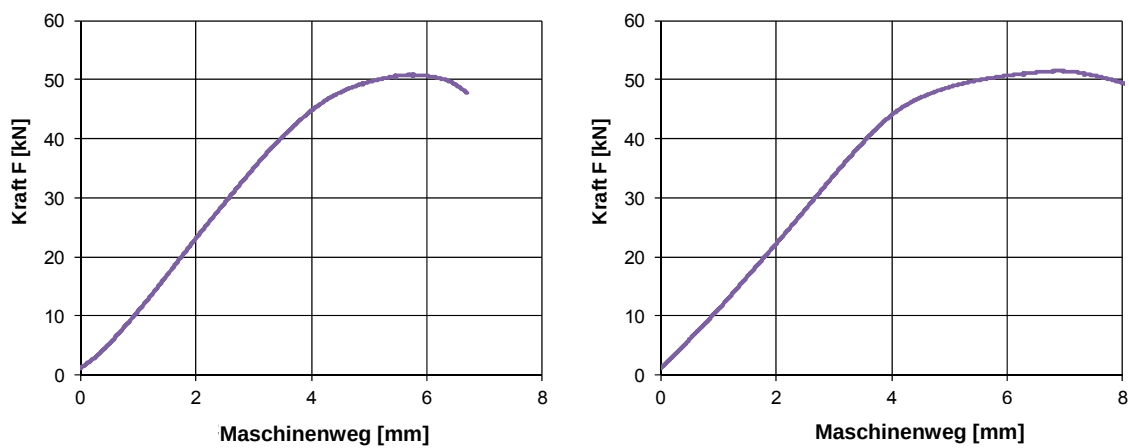


Bild A 3-58: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L0-6-60-4 (links), L0-6-60-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

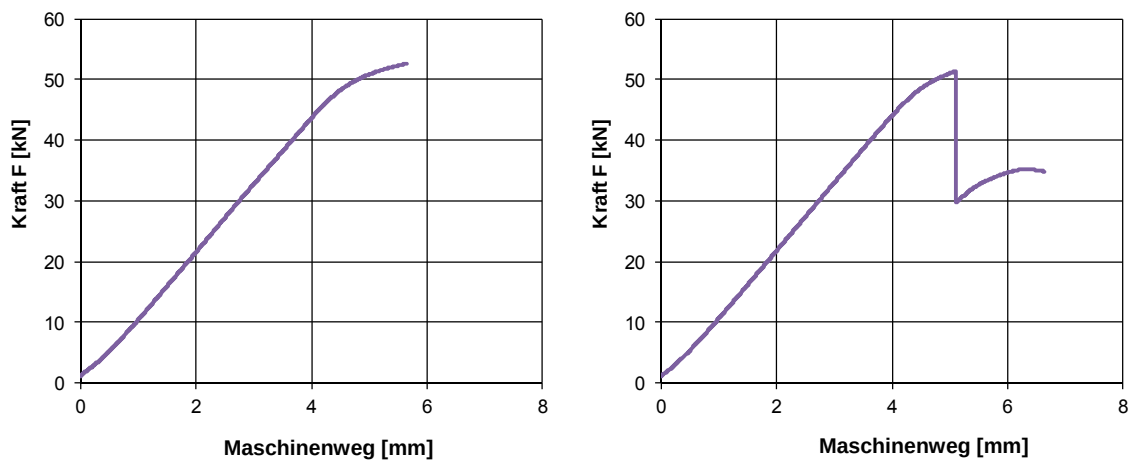


Bild A 3-59: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L30-6-60-4-2 (links), L30-6-60-4 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

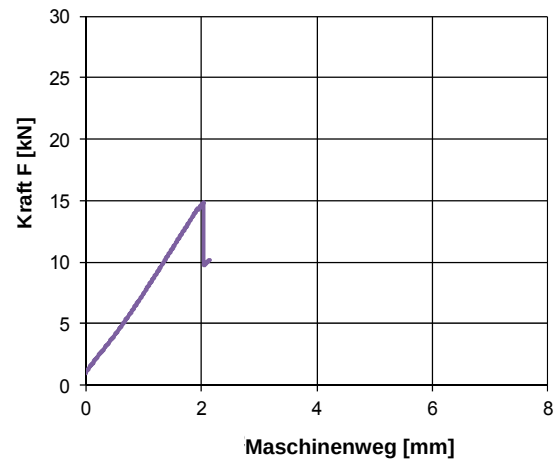
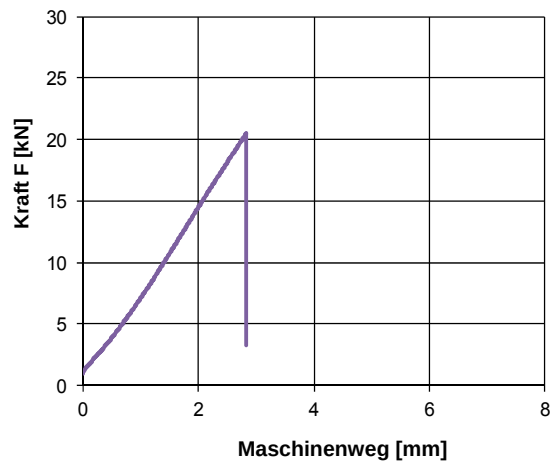
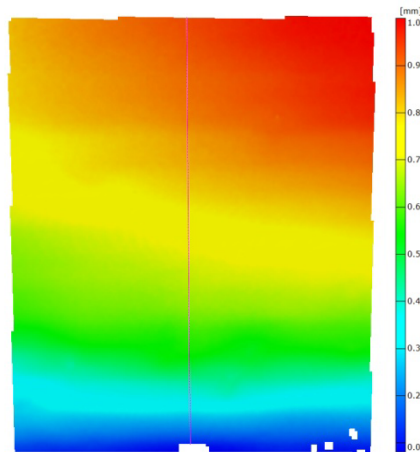


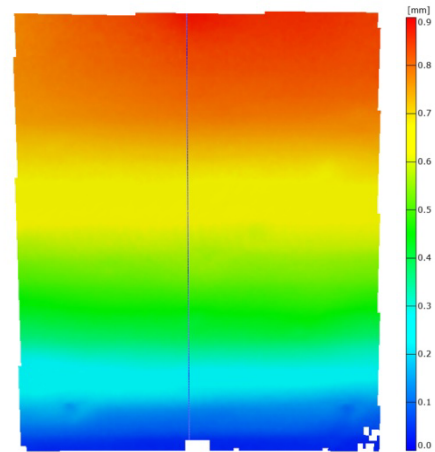
Bild A 3-60: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L60-6-60-4 (links), L60-6-60-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

L90-6-60-4, 3. step
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 133



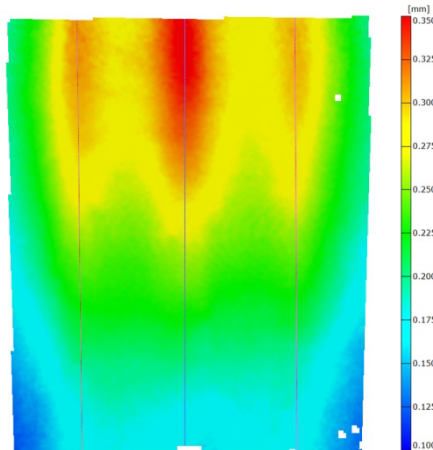
a) Probe L90-6-60-4
Mittlere Last 14,4 kN

L90-6-60-5, 3. step
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 118



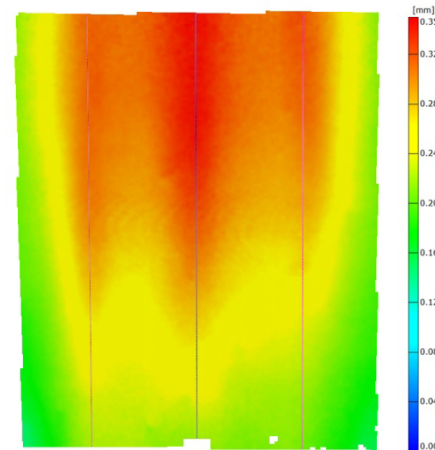
b) Probe L90-6-60-5
Mittlere Last 12,0 kN

L0-6-60-4, 3. step
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 351



c) Probe L0-6-60-4
Mittlere Last 50,8 kN

L0-6-60-5, 3. step
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 496



d) Probe L0-6-60-5
Mittlere Last 49,1 kN

Bild A 3-61: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L90-6-60-4, L90-6-60-5, L0-6-60-4 und L0-6-60-5.

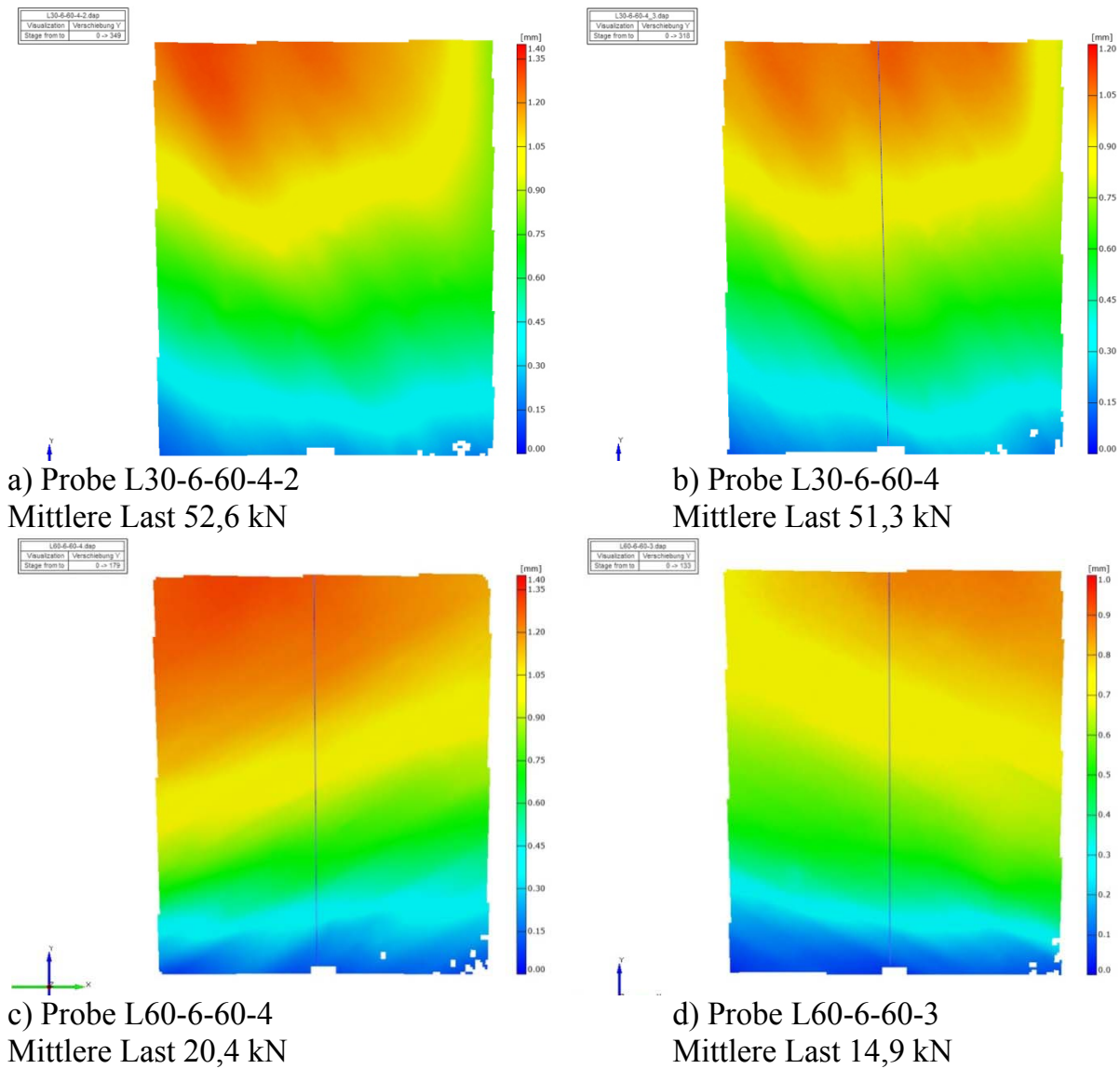
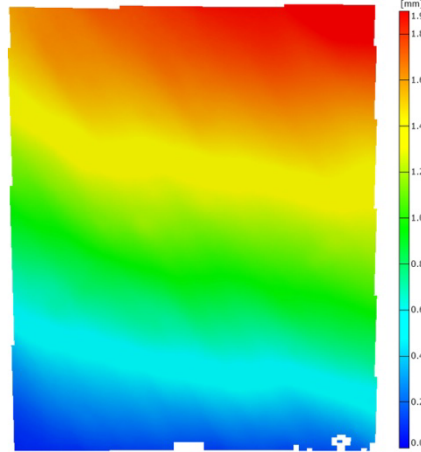


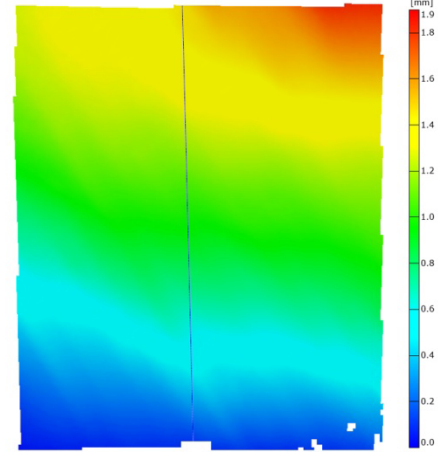
Bild A 3-62: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L30-6-60-4-2, L30-6-60-4, L60-6-60-4 und L60-6-60-3.

L30-6-60-4-2.dap
 Visualization Verschiebung X
 Stage from to 0 → 349



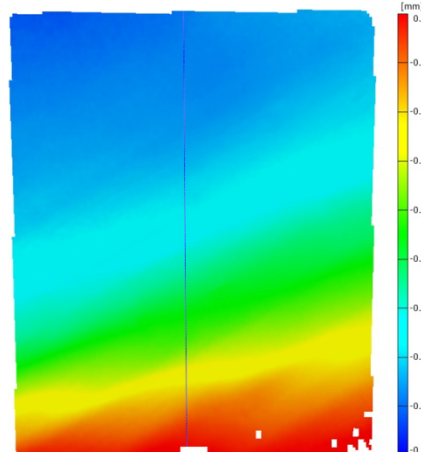
a) Probe L30-6-60-4-2
 Mittlere Last 52,6 kN

L30-6-60-4-3.dap
 Visualization Verschiebung X
 Stage from to 0 → 318



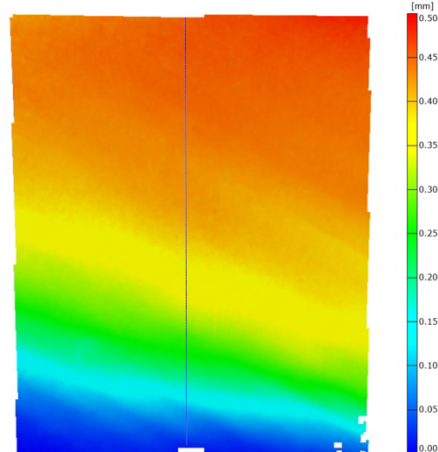
b) Probe L30-6-60-4
 Mittlere Last 51,3 kN

L60-6-60-4.dap
 Visualization Verschiebung X
 Stage from to 0 → 179



c) Probe L60-6-60-4
 Mittlere Last 20,4 kN

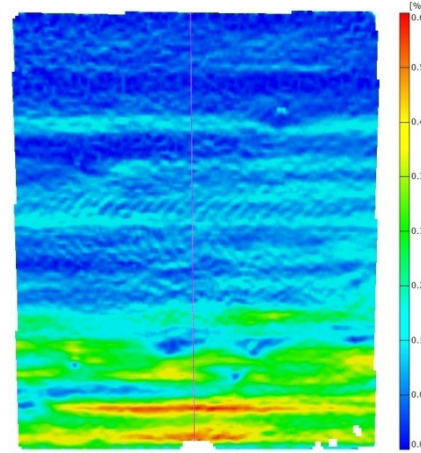
L60-6-60-3.dap
 Visualization Verschiebung X
 Stage from to 0 → 133



d) Probe L60-6-60-3
 Mittlere Last 14,9 kN

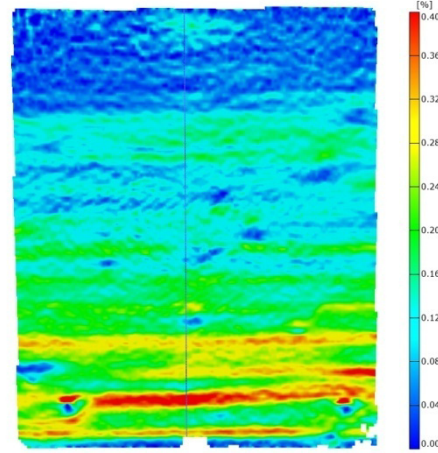
Bild A 3-63: Verschiebung in X- Richtung der Proben L30-6-60-4-2, L30-6-60-4, L60-6-60-4 und L60-6-60-3.

L90-6-60-4-3.dap
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 133



a) Probe L90-6-60-4
 Mittlere Last 14,4 kN

L90-6-60-5-3.dap
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 118



b) Probe L90-6-60-5
 Mittlere Last 12,0 kN

Bild A 3-64: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L90-6-60-4 und L90-6-60-5.

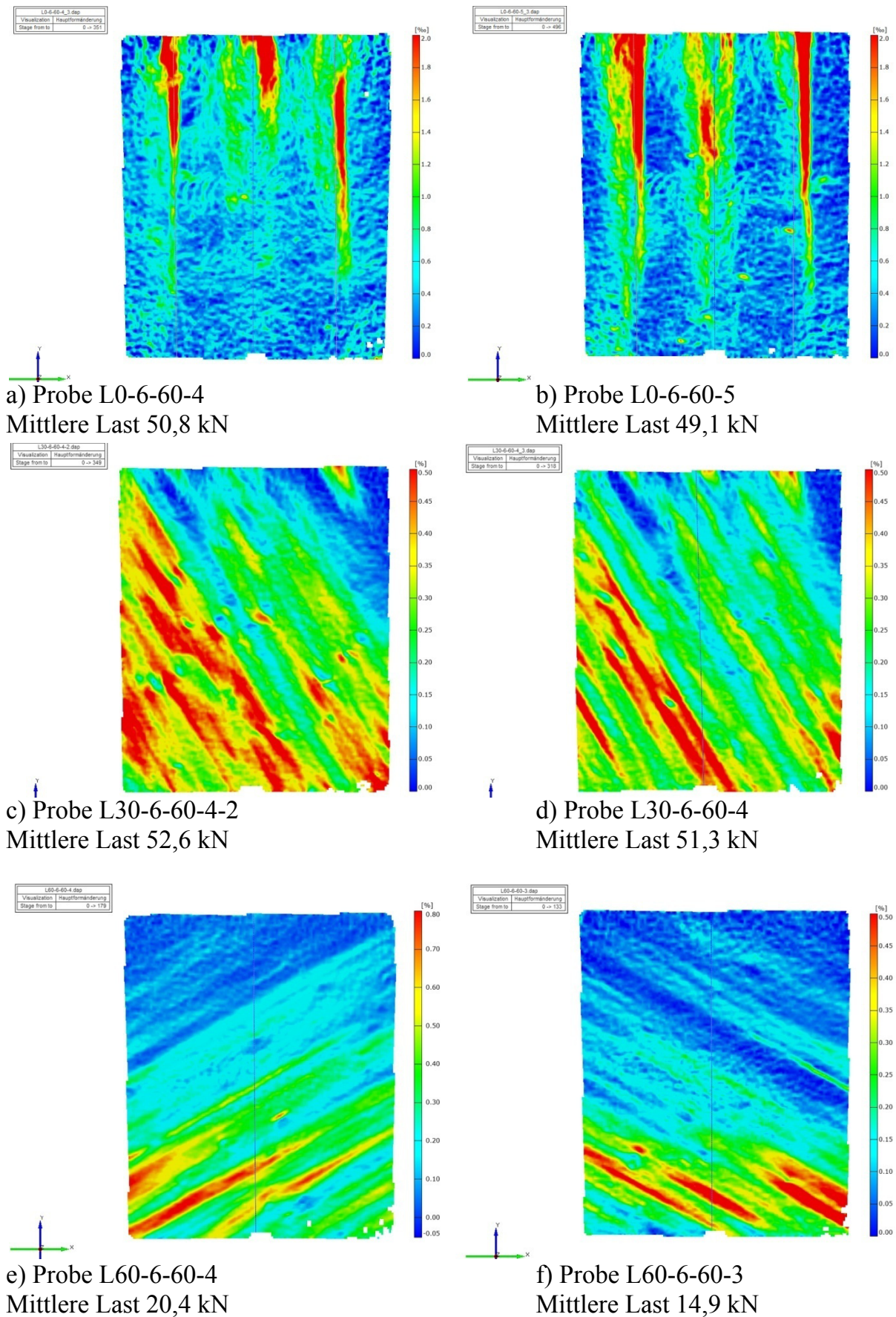
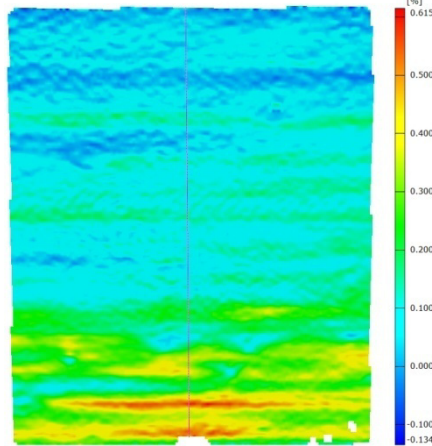


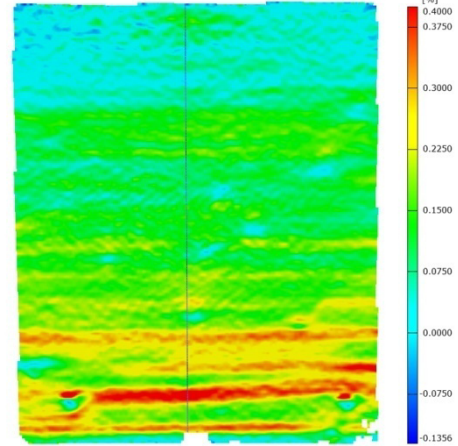
Bild A 3-65: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L0-6-60-4, L0-6-60-5, L30-6-60-4-2, L30-6-60-4, L60-6-60-4 und L60-6-60-3.

L90-6-60-4, 3. step
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 → 153



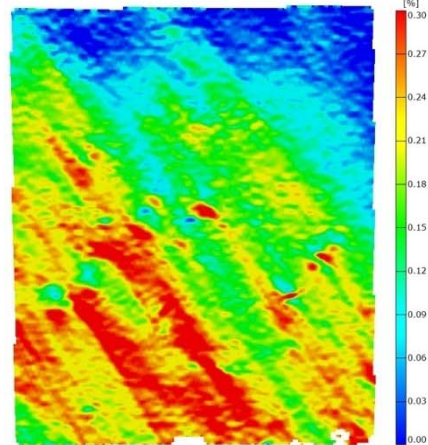
a) Probe L90-6-60-4
Mittlere Last 14,4 kN

L90-6-60-5, 3. step
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 → 153



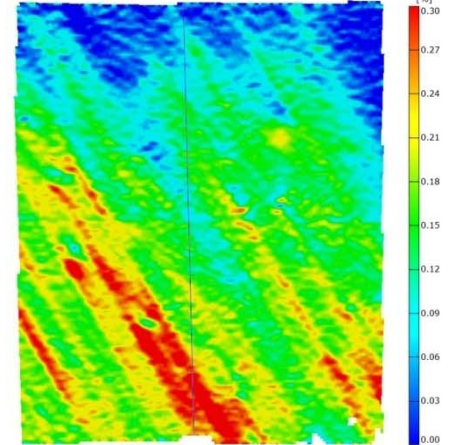
b) Probe L90-6-60-5
Mittlere Last 12,0 kN

L30-6-60-4, 2. step
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 → 349



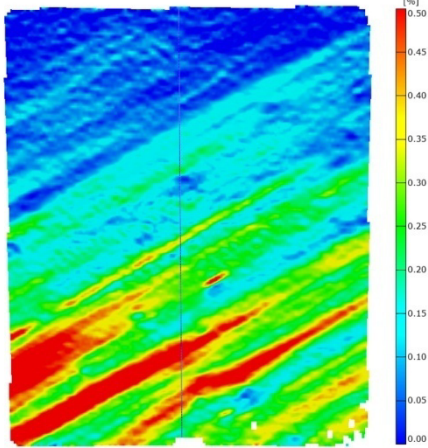
c) Probe L30-6-60-4-2
Rissbildung bei Last von 52,6 kN

L30-6-60-4, 3. step
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 → 313



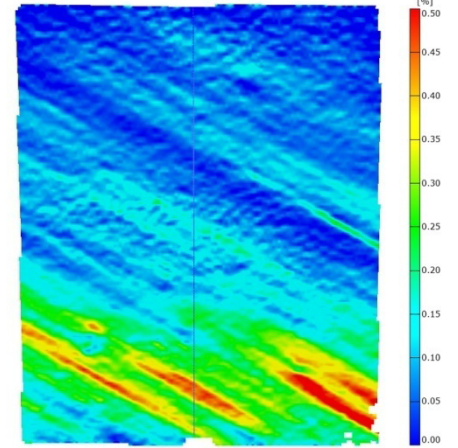
d) Probe L30-6-60-4
Rissbildung bei Last von 51,3 kN

L60-6-60-4, 4. step
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 → 179



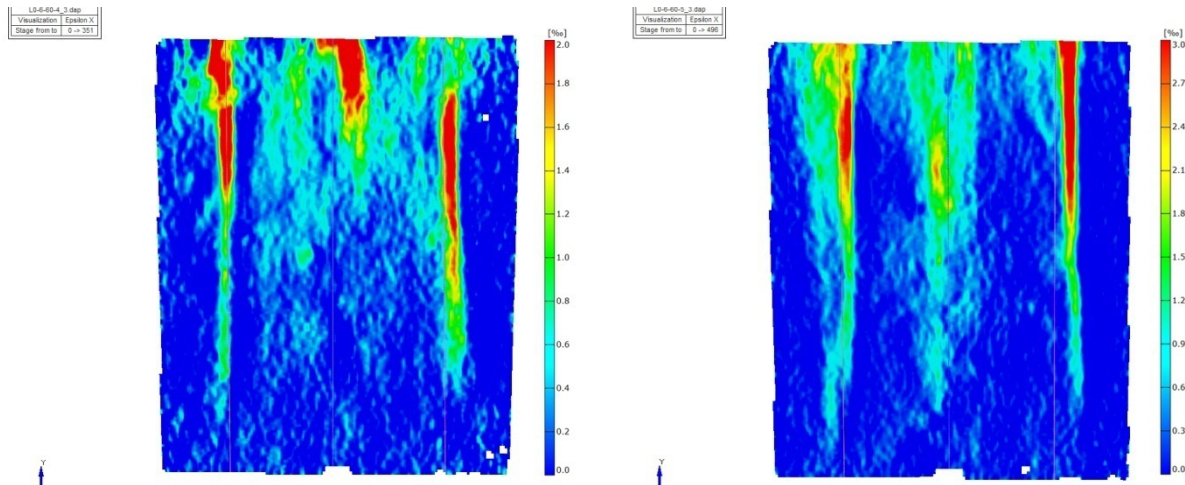
e) Probe L60-6-60-4
Rissbildung bei Last von 20,4 kN

L60-6-60-3, 3. step
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 → 153



f) Probe L60-6-60-3
Rissbildung bei Last von 14,9 kN

Bild A 3-66: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L90-6-60-4, L90-6-60-5, L30-6-60-4-2, L30-6-60-4, L60-6-60-4 und L60-6-60-3.



a) Probe L0-6-60-4
Mittlere Last 50,8 kN

b) Probe L0-6-60-5
Mittlere Last 49,1 kN

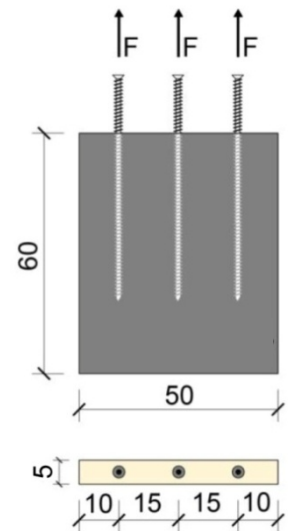
Bild A 3-67: Dehnung in X- Richtung ε_x der Proben L0-6-60-4 und L0-6-60-5.

Holzgüte GL 24h

Probendicke 50 mm

Schraubendurchmesser $d_s = 10$ mm

DIC-Messfeldgröße 500 x 600 mm²



Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z3S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L90-5-60-4	498,4	8,4	1,5	Querzug
	L90-5-80-8/60	478,0	9,2	1,6	Querzug
Z3S/0° Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L0-5-60-3	476,0	35,2	1,2	Stahlversagen an allen Schrauben
	L0-8-60-2/5	473,0	27,6	2,3	Klebersa- gen
	L0-8-60-1/5	465,1	38,5	4,5	Stahlversagen an Schrauben (S ₁) und (S ₂)

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z3S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L30-5-60-8	486,6	29,9	3,1	Querzug
	L30-5-60-9	470,8	33,3	3,8	Querzug
Z3S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 0,9 mm/min	L60-5-60-8	484,9	16,0	2,5	Querzug
	L60-5-60-E-3	489,8	19,6	2,7	Querzug

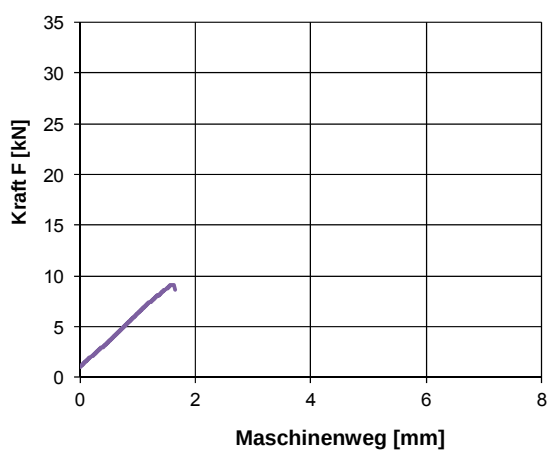
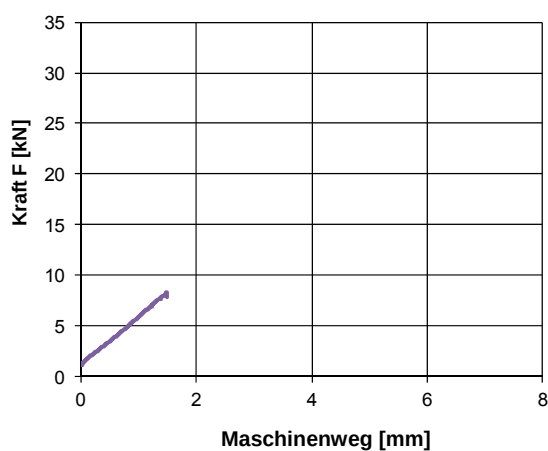


Bild A 3-68: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L90-5-60-4 (links), L90-5-80-8/60 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

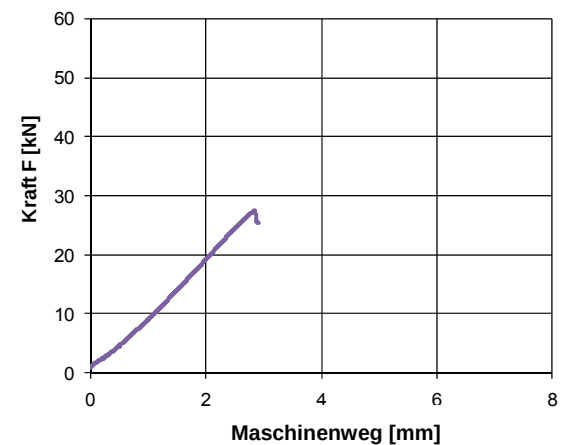
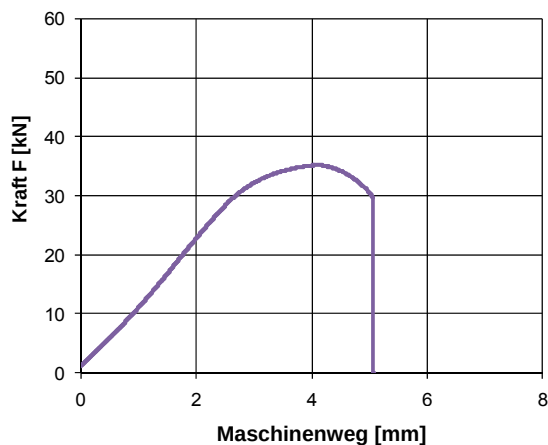


Bild A 3-69: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L0-5-60-3 (links), L0-8-60-2/5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

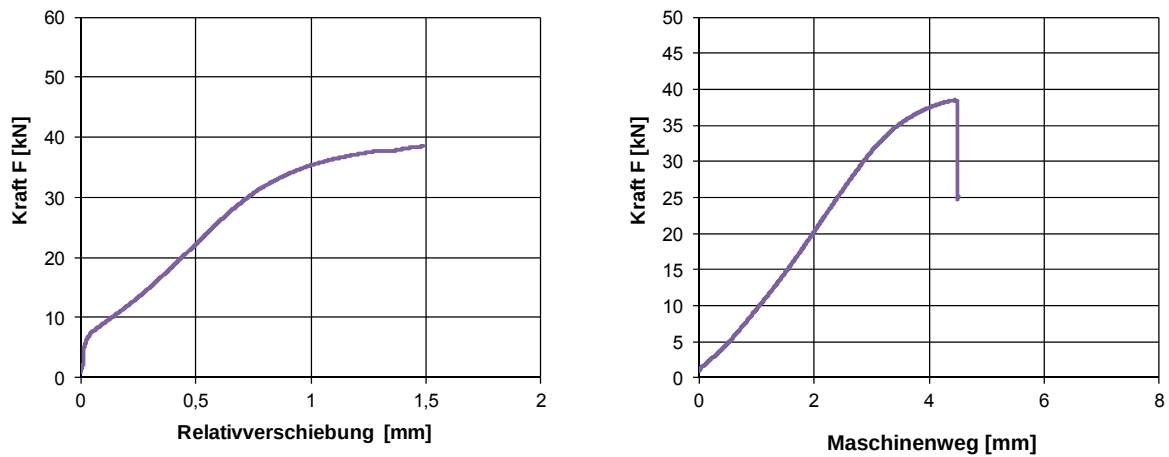


Bild A 3-70: Die mittlere Relativverschiebung der Schrauben in Abhängigkeit von der mittleren Belastung mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 0,9 mm/min (links), mittlere Belastung des Versuchskörpers L0-8-60-1/5 in Abhängigkeit zum Maschinenweg (rechts).

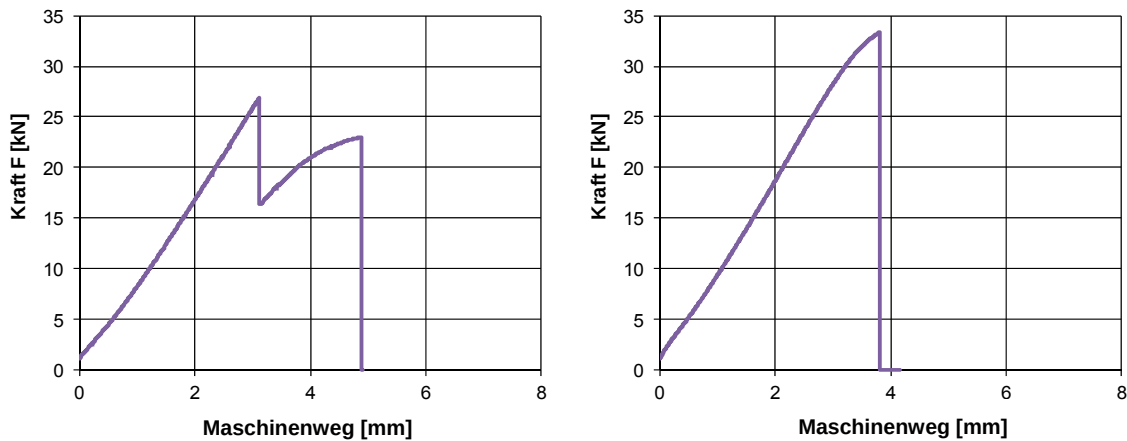


Bild A 3-71: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L30-5-60-8 (links), L30-5-60-9 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

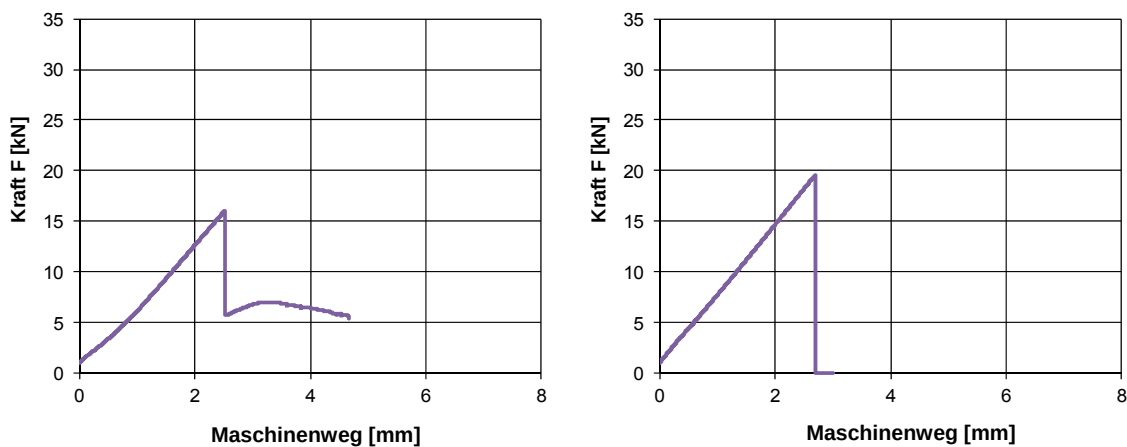
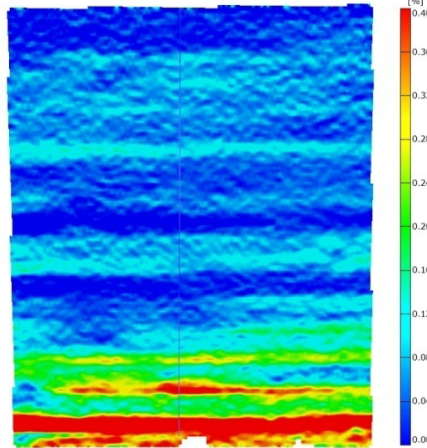


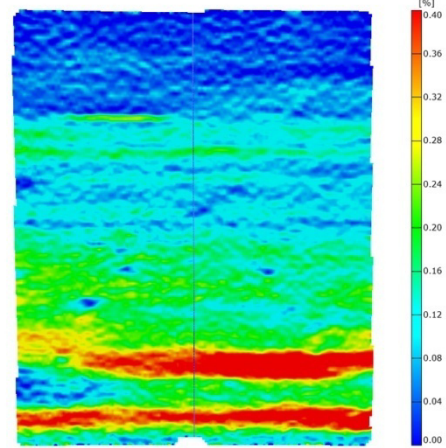
Bild A 3-72: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L60-5-60-8 (links), L60-5-60-E-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

L90-5-60-4.dap
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 -> 110



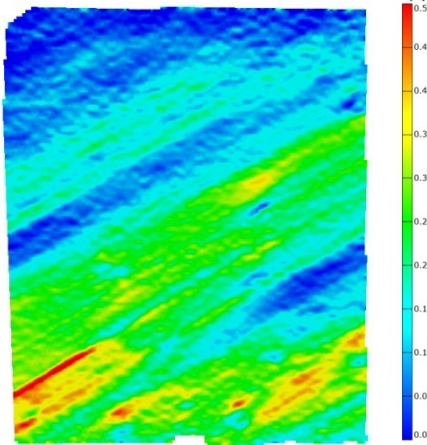
a) Probe L90-5-60-4
Mittlere Last 8,3 kN

L90-5-80-8.dap
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 -> 123



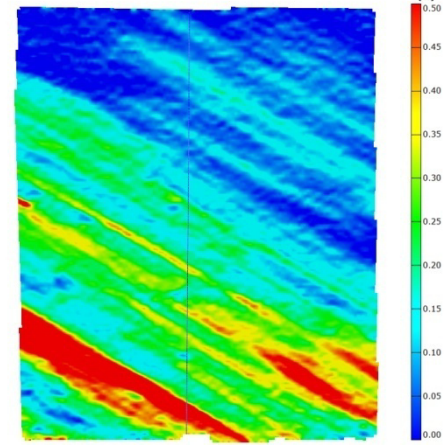
b) Probe L90-5-80-8/60
Mittlere Last 9,1 kN

L60-5-60-8.dap
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 -> 117



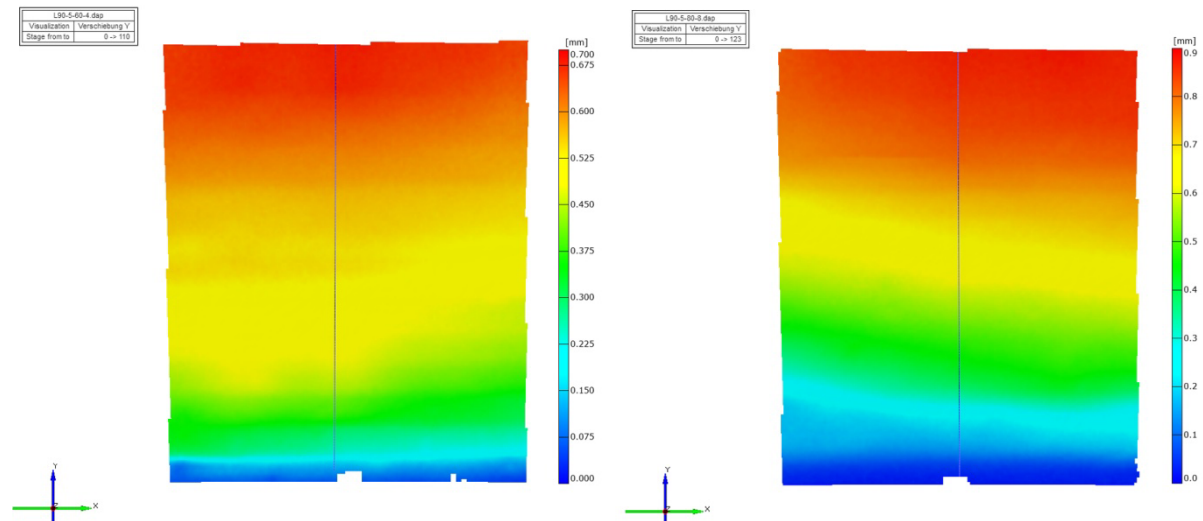
c) Probe L60-5-60-8
Mittlere Last 16,0 kN

L60-5-60-E-3.dap
Visualization Epsilon Y
Stage from to 0 -> 108



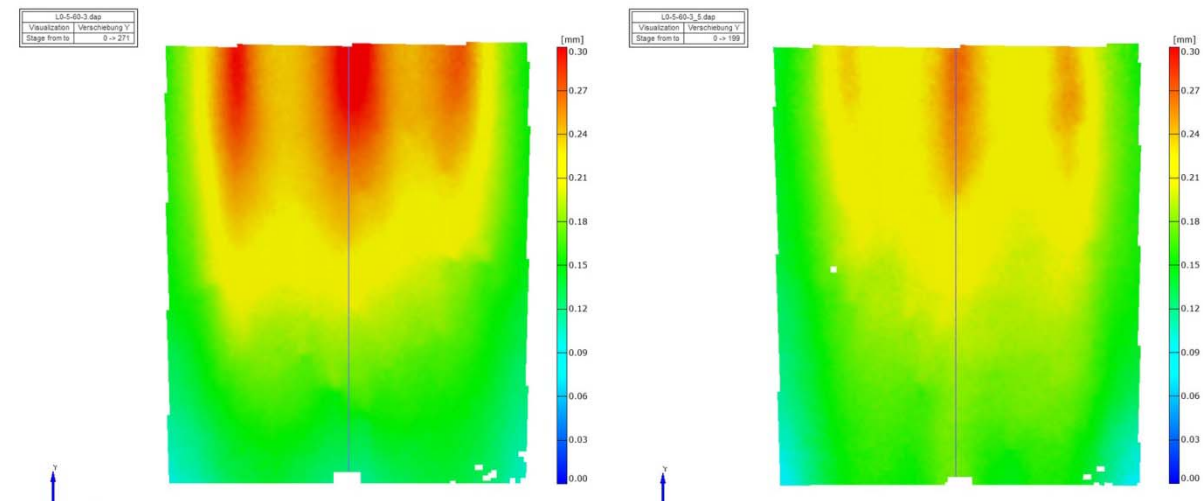
d) Probe L60-5-60-E-3
Mittlere Last 19,6 kN

Bild A 3-73: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L90-5-60-4, L90-5-80-8/60, L60-5-60-8 und L60-5-60-E-3.



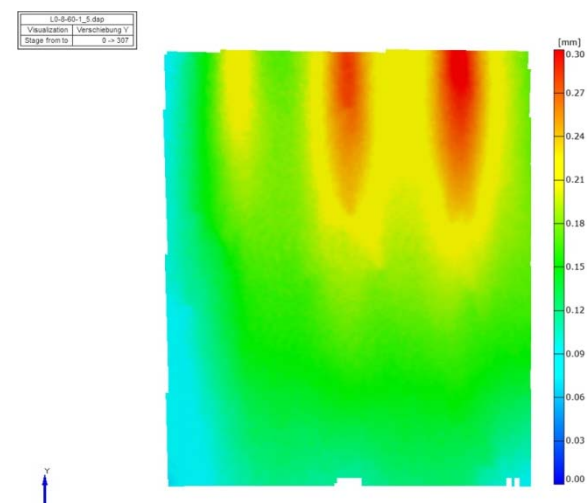
a) Probe L90-5-60-4
Mittlere Last 8,3 kN

b) Probe L90-5-80-8/60
Mittlere Last 9,1 kN



c) Probe L0-5-60-3
Mittlere Last 35,0 kN

d) Probe L0-8-60-2/5
Mittlere Last 30,5 kN



e) Probe L0-8-60-1/5
Mittlere Last 38,5 kN

Bild A 3-74: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L90-5-60-4, L90-5-80-8/60, L0-5-60-3, L0-8-60-2/5 und L0-8-60-1/5.

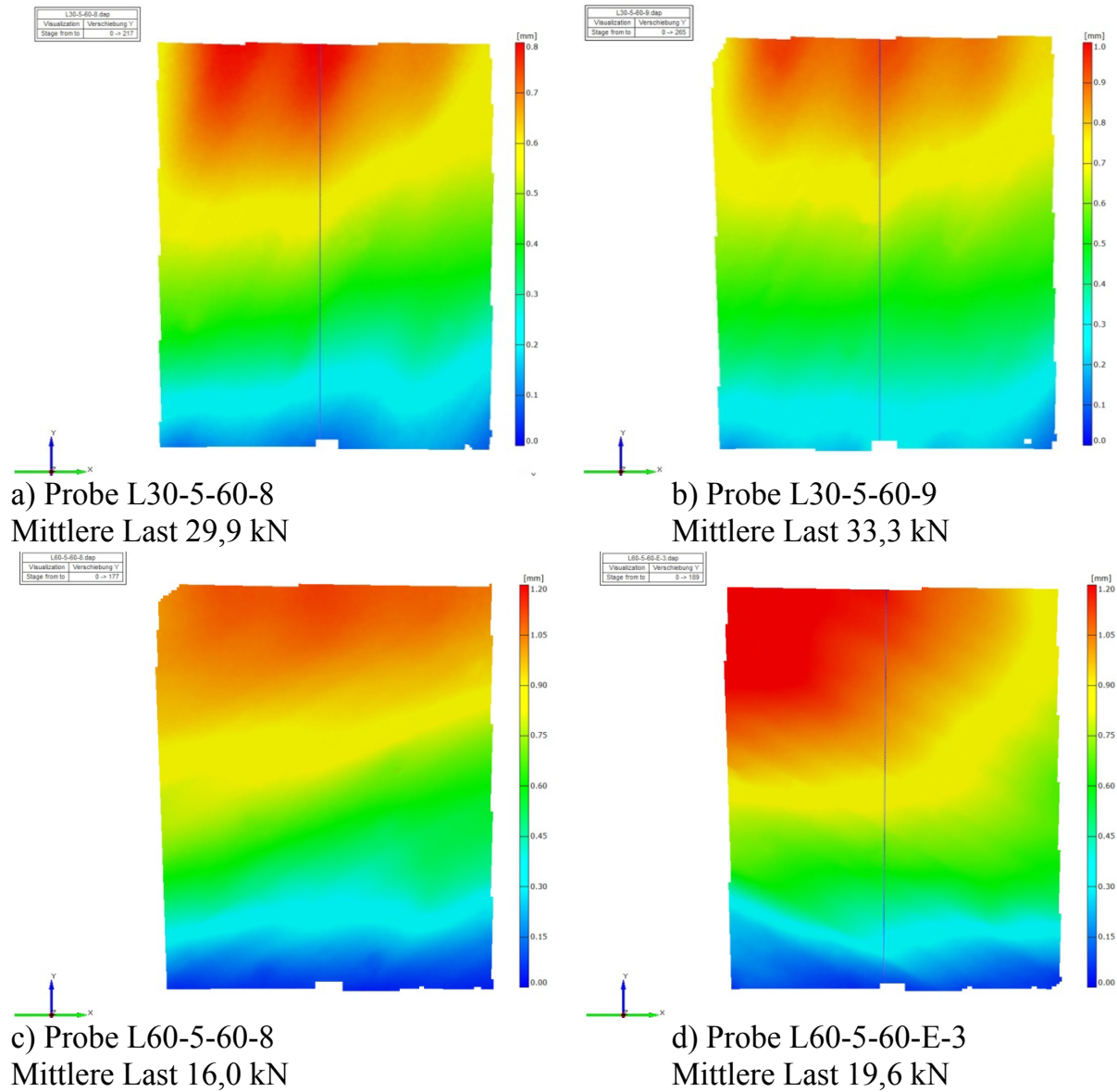


Bild A 3-75: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L30-5-60-8, L30-5-60-9, L60-5-60-8 und L60-5-60-E-3.

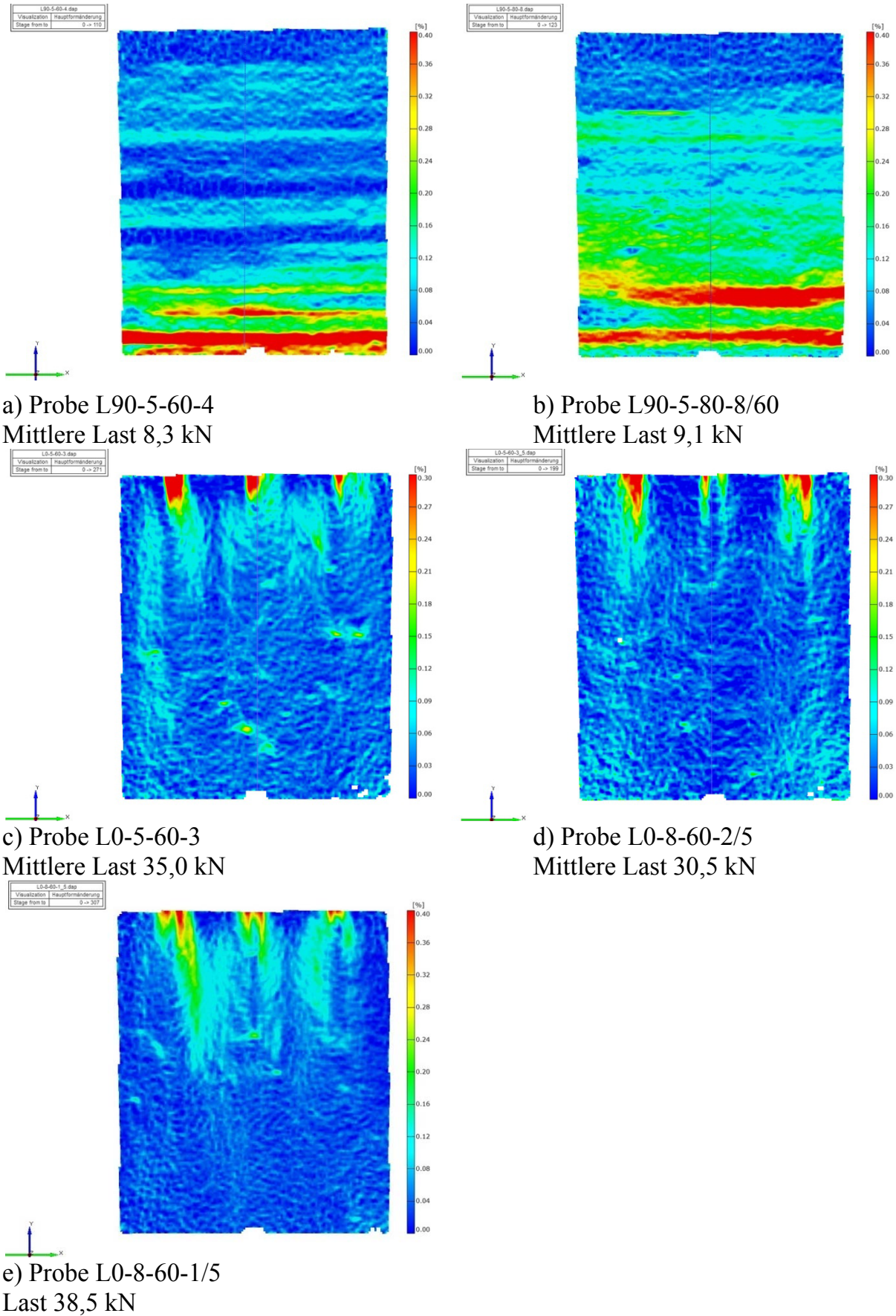


Bild A 3-76: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L90-6-60-4, L90-5-80-8/60, L0-5-60-3, L0-8-60-2/5 und L0-8-60-1/5.

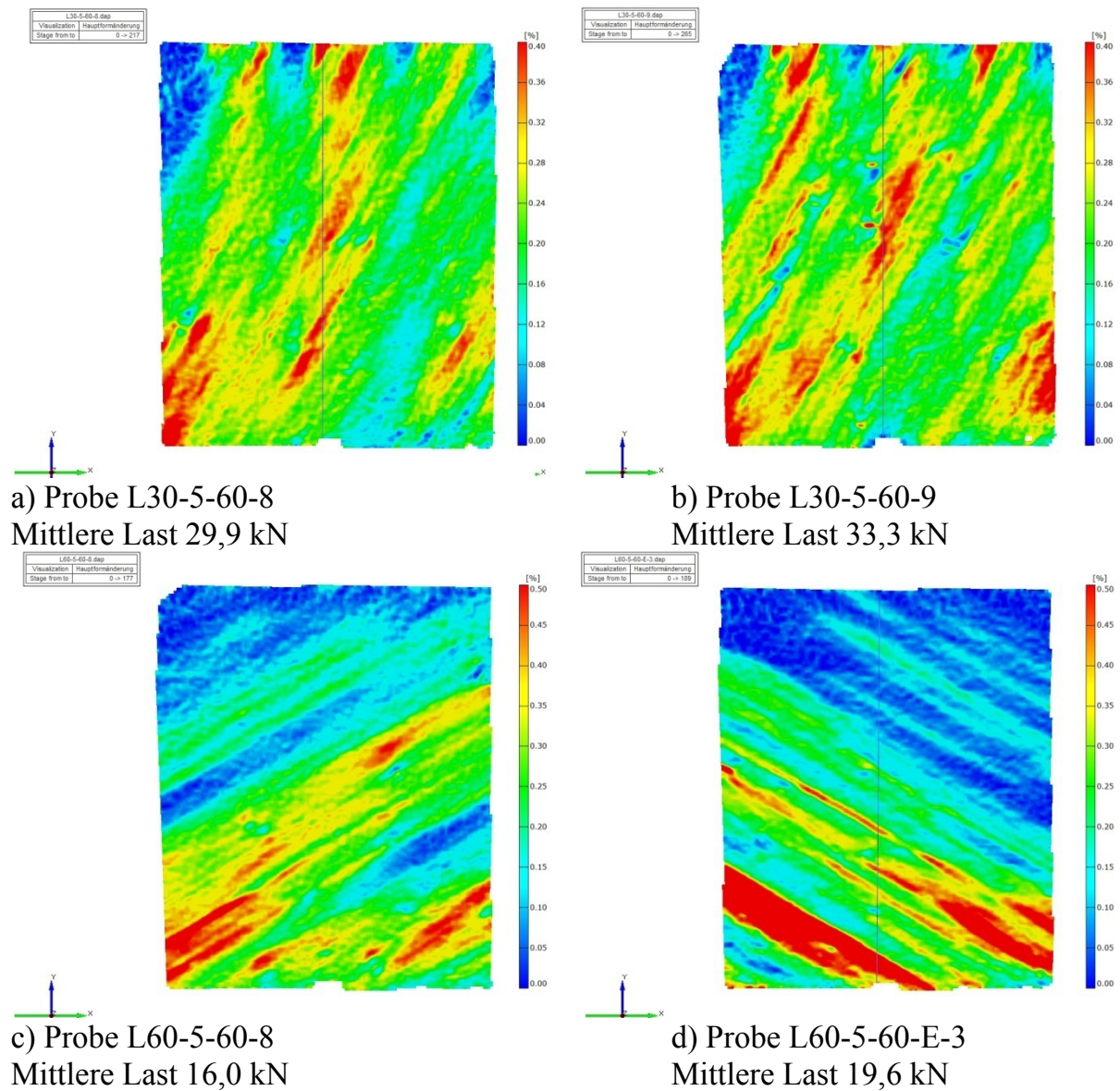


Bild A 3-77: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L30-5-60-8, L30-5-60-9, L60-5-60-8 und L60-5-60-E-3.

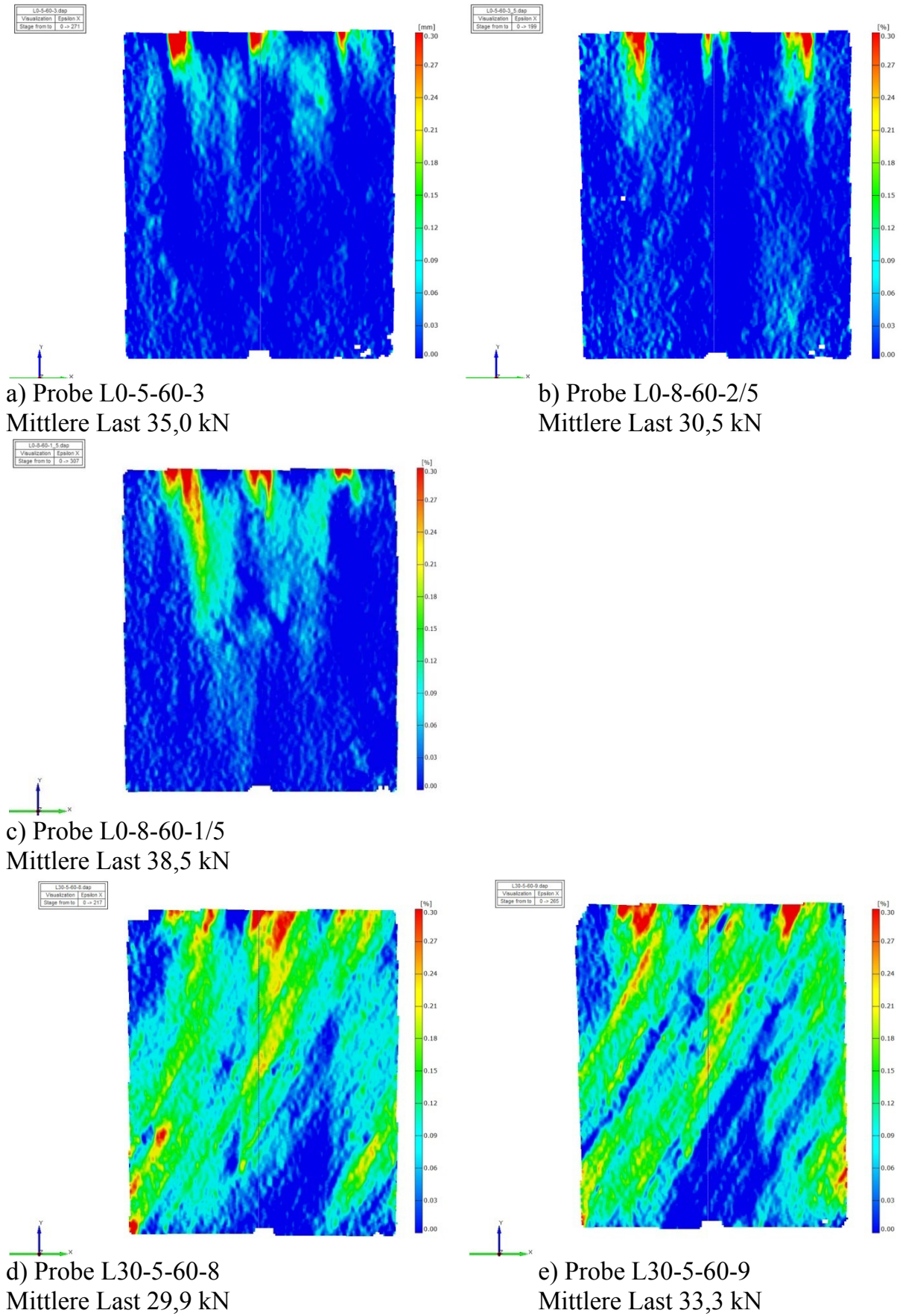
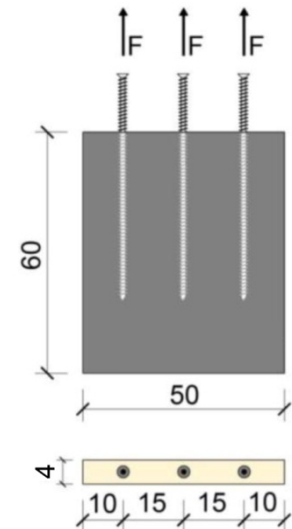


Bild A 3-78: Dehnung in X-Richtung ϵ_x der Proben L0-5-60-3, L0-8-60-2/5, L0-8-60-1/5, L30-5-60-8 und L30-5-60-9.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 40 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 8$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Rohdichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
Z3S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L90-8-60-4/4	505,7	6,4	1,1	Querzug
	L90-8-60-5/4	506,8	8,8	2,0	Querzug
	L90-4-60-9	472,7	10,2	2,0	Querzug
Z3S/0° Winkel zur Faser (α): 0° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L0-4-60-9	483,4	24,0	3,5	Stahlversagen
	L0-4-60-5	495,9	25,8	4,9	Stahlversagen
Z3S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L30-4-60-E-3	478,0	22,8	3,0	Querzug
	L30-4-60-E-8	462,0	13,8	4,8	Querzug
Z3S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L60-4-60-E-5	475,4	16,0	2,8	Querzug
	L60-4-60-E-6	466,7	14,6	2,7	Querzug

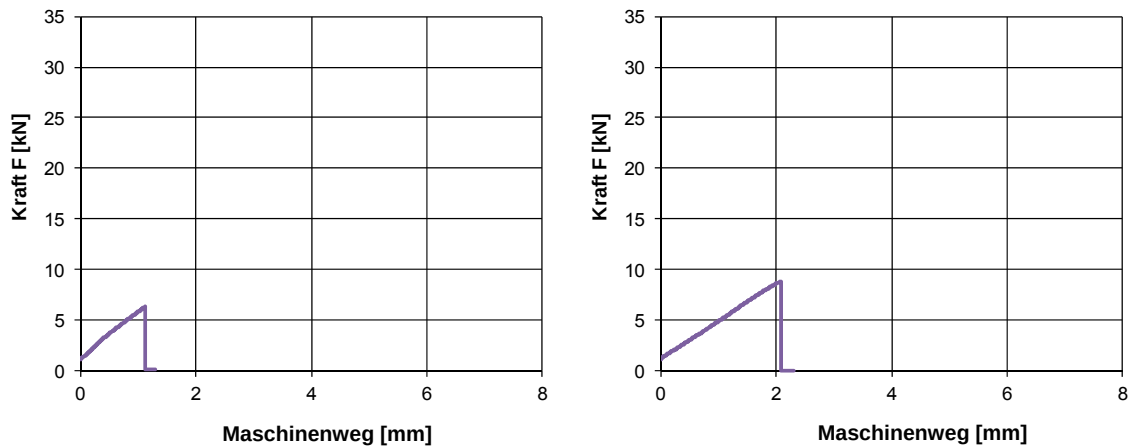


Bild A 3-79: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L90-8-60-4/4 (links), L90-8-60-5/4 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

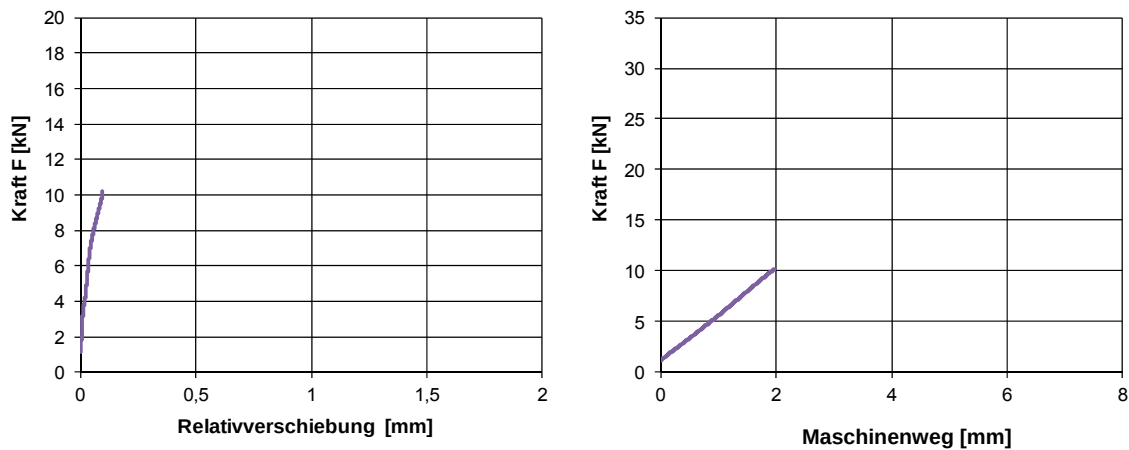


Bild A 3-80: Die mittlere Relativverschiebung der Schrauben in Abhängigkeit von der mittleren Belastung mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 0,7 mm/min (links), Mittlere Belastung des Versuchskörpers L90-4-60-9 in Abhängigkeit zum Maschinenweg (rechts).

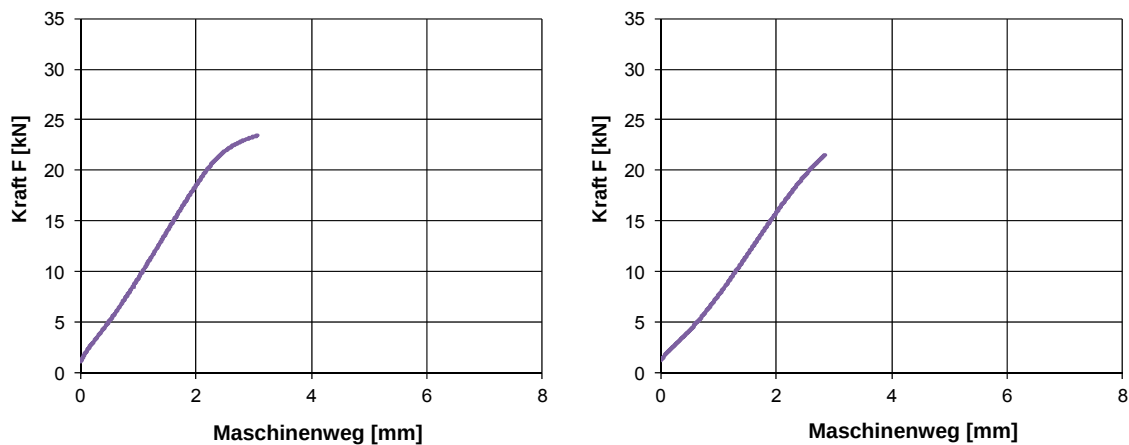


Bild A 3-81: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L0-4-60-9 (links), L0-4-60-5 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

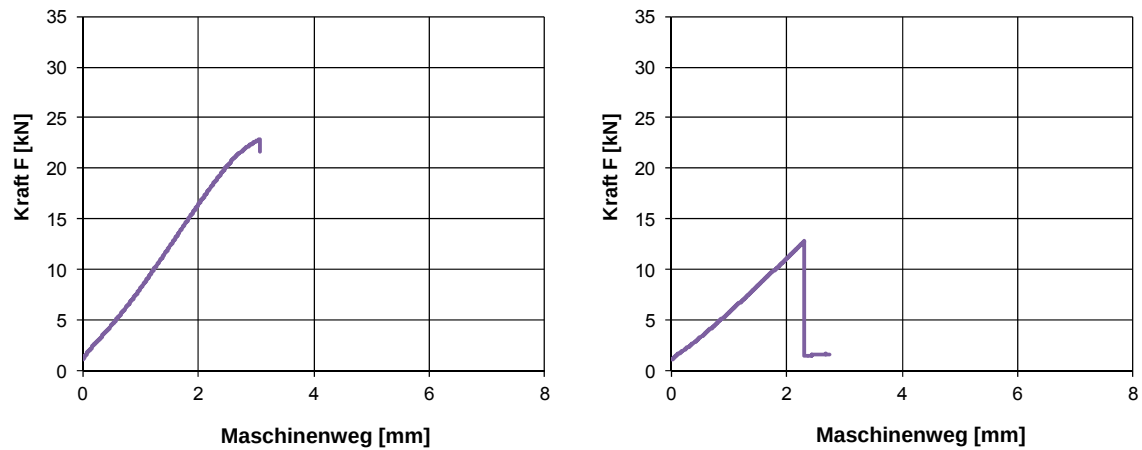


Bild A 3-82: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L30-4-60-E-3 (links), L30-4-60-E-8 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

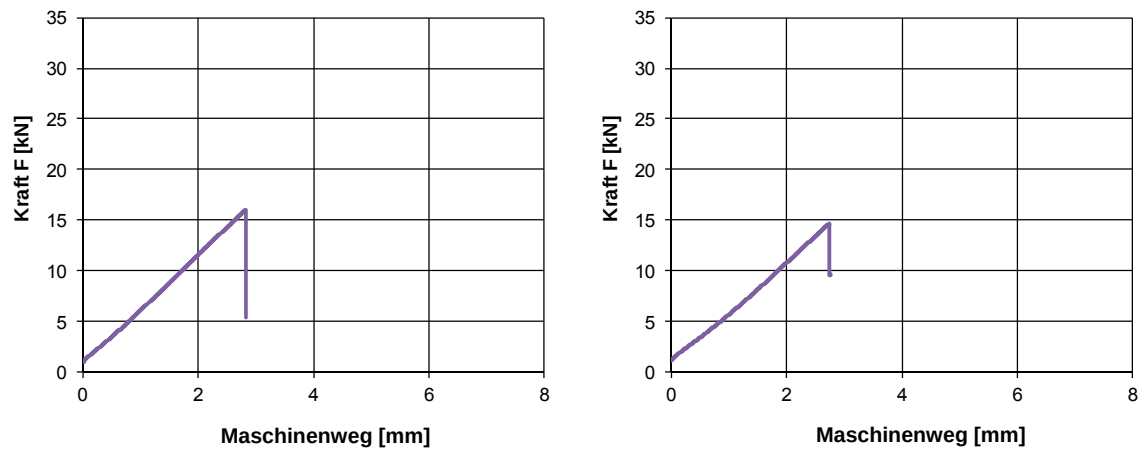


Bild A 3-83: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L60-4-60-E-5 (links), L60-4-60-E-6 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

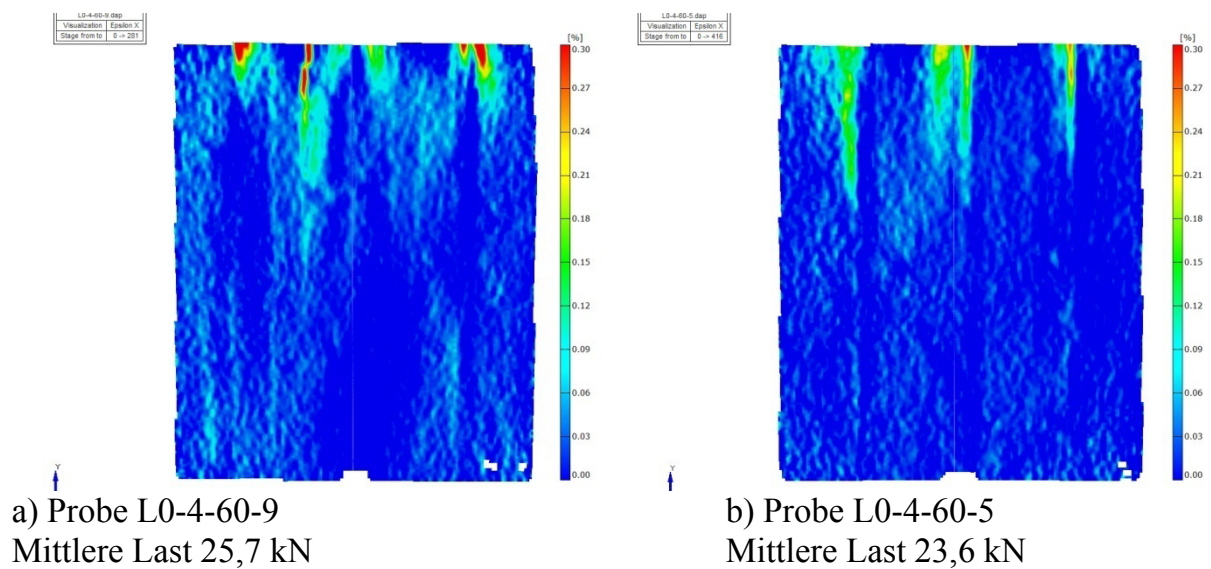


Bild A 3-84: Dehnung in X-Richtung ε_x der Proben L0-4-60-9 und L0-4-60-5.

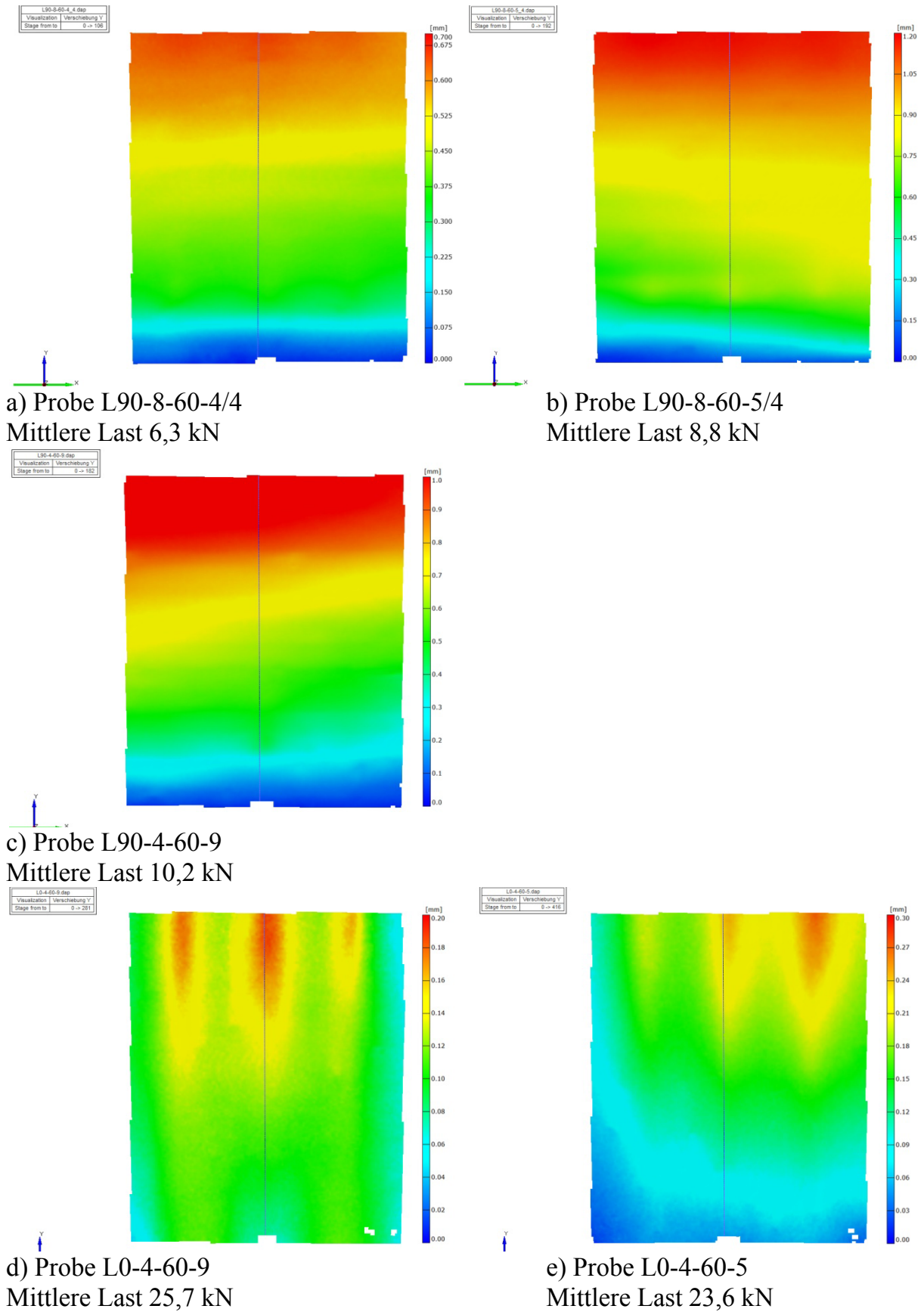
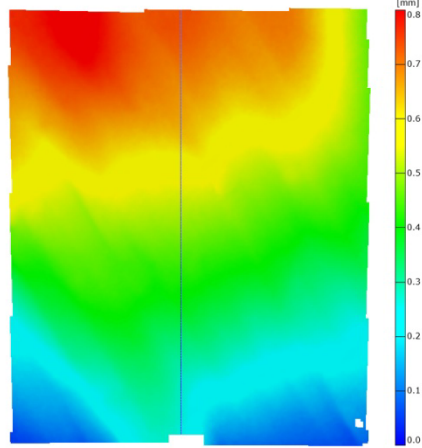


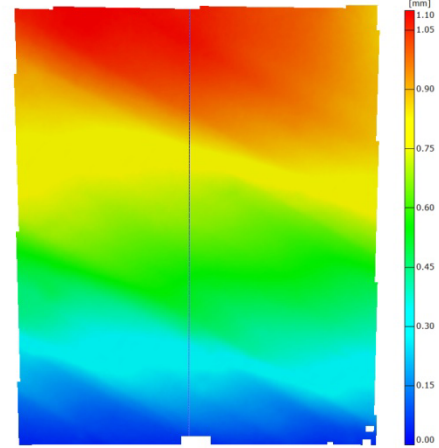
Bild A 3-85: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L90-8-60-4/4, L90-8-60-5/4, L90-4-60-9, L0-4-60-9 und L0-4-60-5.

L30-4-60-E-3 dep
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 274



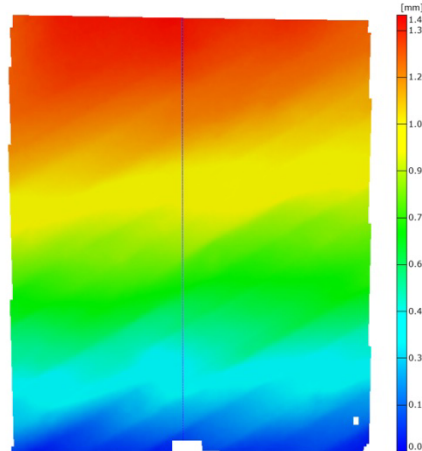
a) Probe L30-4-60-E-3
Mittlere Last 22,3 kN

L30-4-60-E-8 dep
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 296



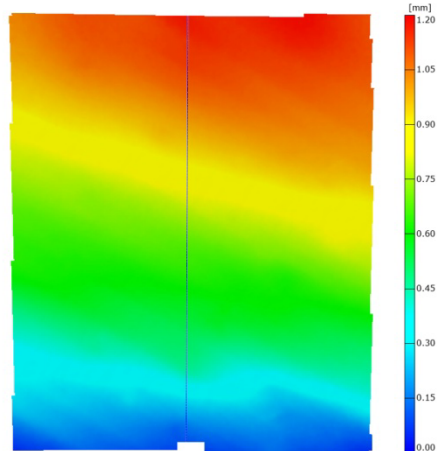
b) Probe L30-4-60-E-8
Mittlere Last 13,8 kN

L60-4-60-E-5 dep
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 255



c) Probe L60-4-60-E-5
Mittlere Last 16,0 kN

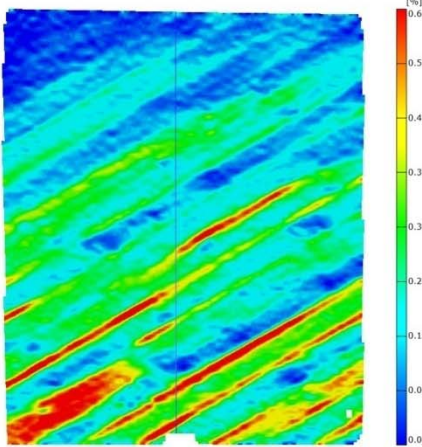
L60-4-60-E-6 dep
Visualisation Verschiebung Y
Stage from to 0 → 247



d) Probe L60-4-60-E-6
Mittlere Last 14,6 kN

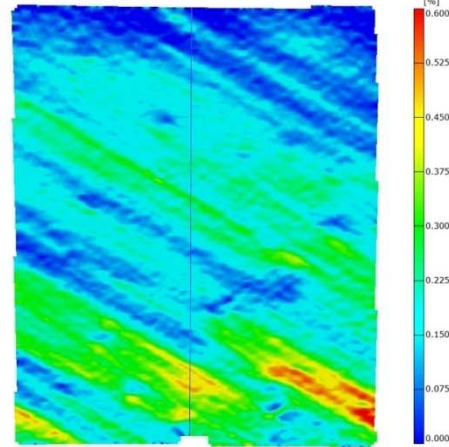
Bild A 3-86: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L30-4-60-E-3, L30-4-60-E-8, L60-4-60-E-5 und L60-4-60-E-6.

L60-4-60-E-5 dep
Visualisation Epsilon Y
Stage from to 0 → 255



e) Probe L60-4-60-E-5
Mittlere Last 16,0 kN

L60-4-60-E-6 dep
Visualisation Epsilon Y
Stage from to 0 → 247



f) Probe L60-4-60-E-6
Mittlere Last 14,6 kN

Bild A 3-87: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L60-4-60-E-5 und L60-4-60-E-6.

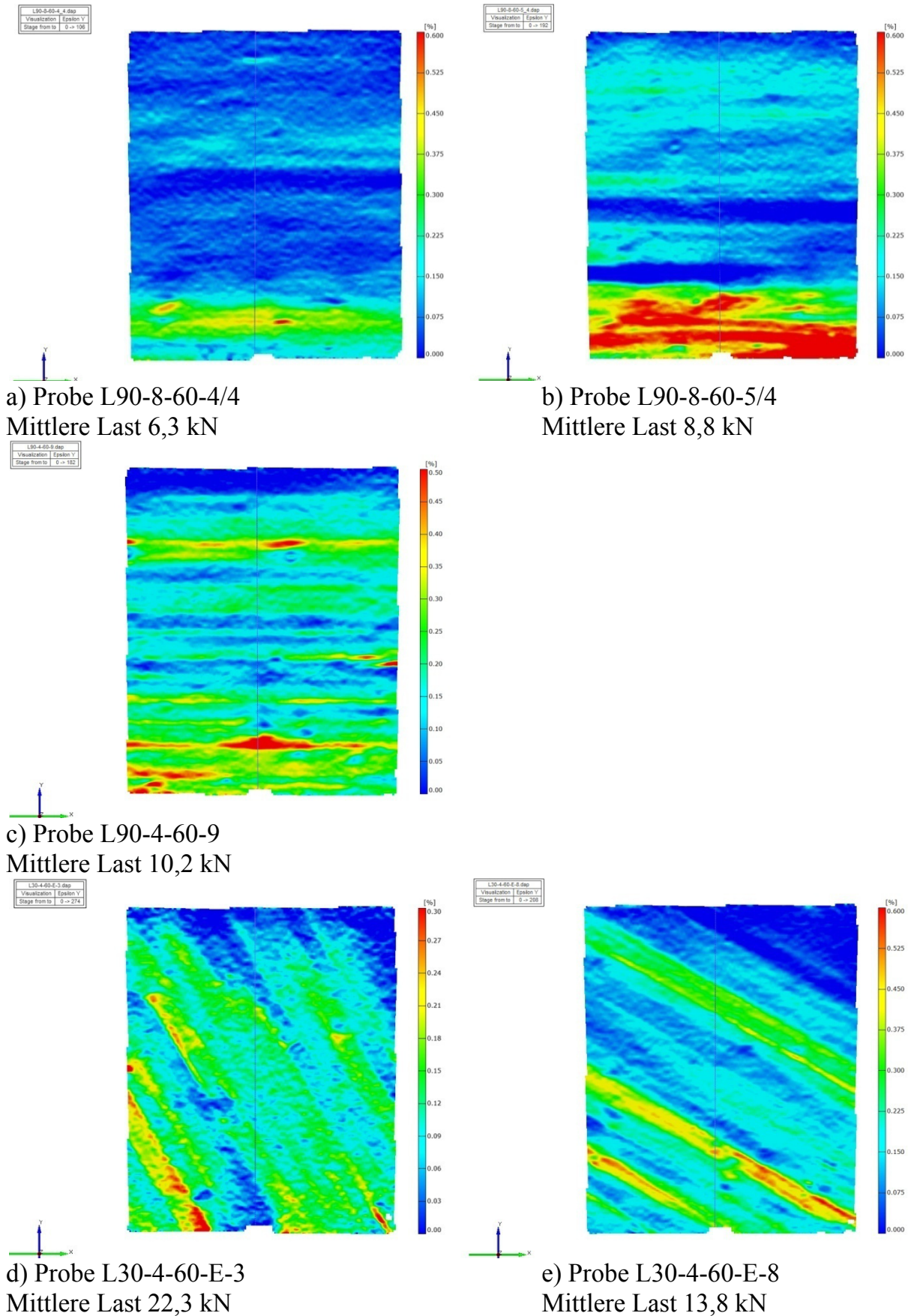
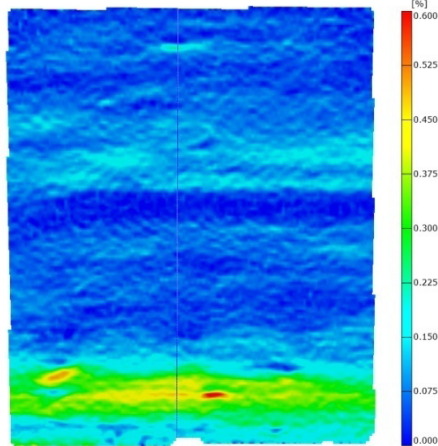


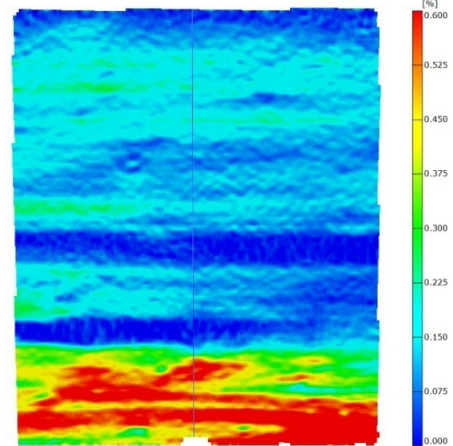
Bild A 3-88: Dehnung in vertikaler Richtung ε_y der Proben L90-8-60-4/4, L90-8-60-5/4, L90-4-60-9, L30-4-60-E-3 und L30-4-60-E-8.

L90-8-60-4_4.dap
Visualisation Hauptformänderung
Stage from to 0 -> 190



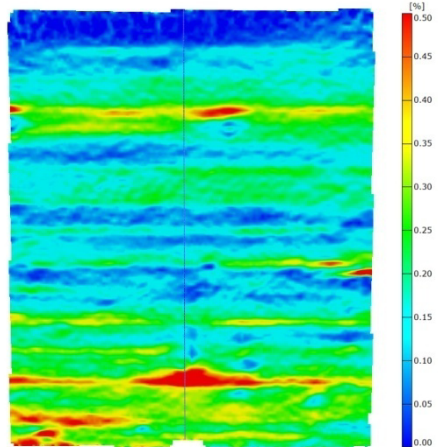
a) Probe L90-8-60-4/4
Mittlere Last 6,3 kN

L90-8-60-5_4.dap
Visualisation Hauptformänderung
Stage from to 0 -> 190



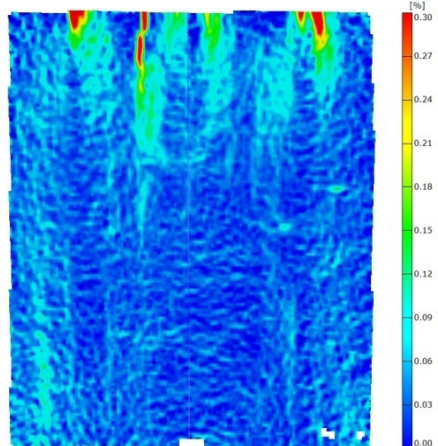
b) Probe L90-8-60-5/4
Mittlere Last 8,8 kN

L90-4-60-9.dap
Visualisation Hauptformänderung
Stage from to 0 -> 190



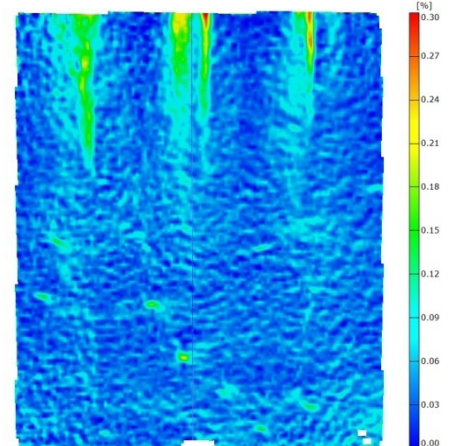
c) Probe L90-4-60-9
Mittlere Last 10,2 kN

L0-4-60-9.dap
Visualisation Hauptformänderung
Stage from to 0 -> 261



d) Probe L0-4-60-9
Mittlere Last 25,7 kN

L0-4-60-5.dap
Visualisation Hauptformänderung
Stage from to 0 -> 410



e) Probe L0-4-60-5
Mittlere Last 23,6 kN

Bild A 3-89: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L90-8-60-4/4, L90-8-60-5/4, L90-4-60-9 und L0-4-60-9, L0-4-60-5.

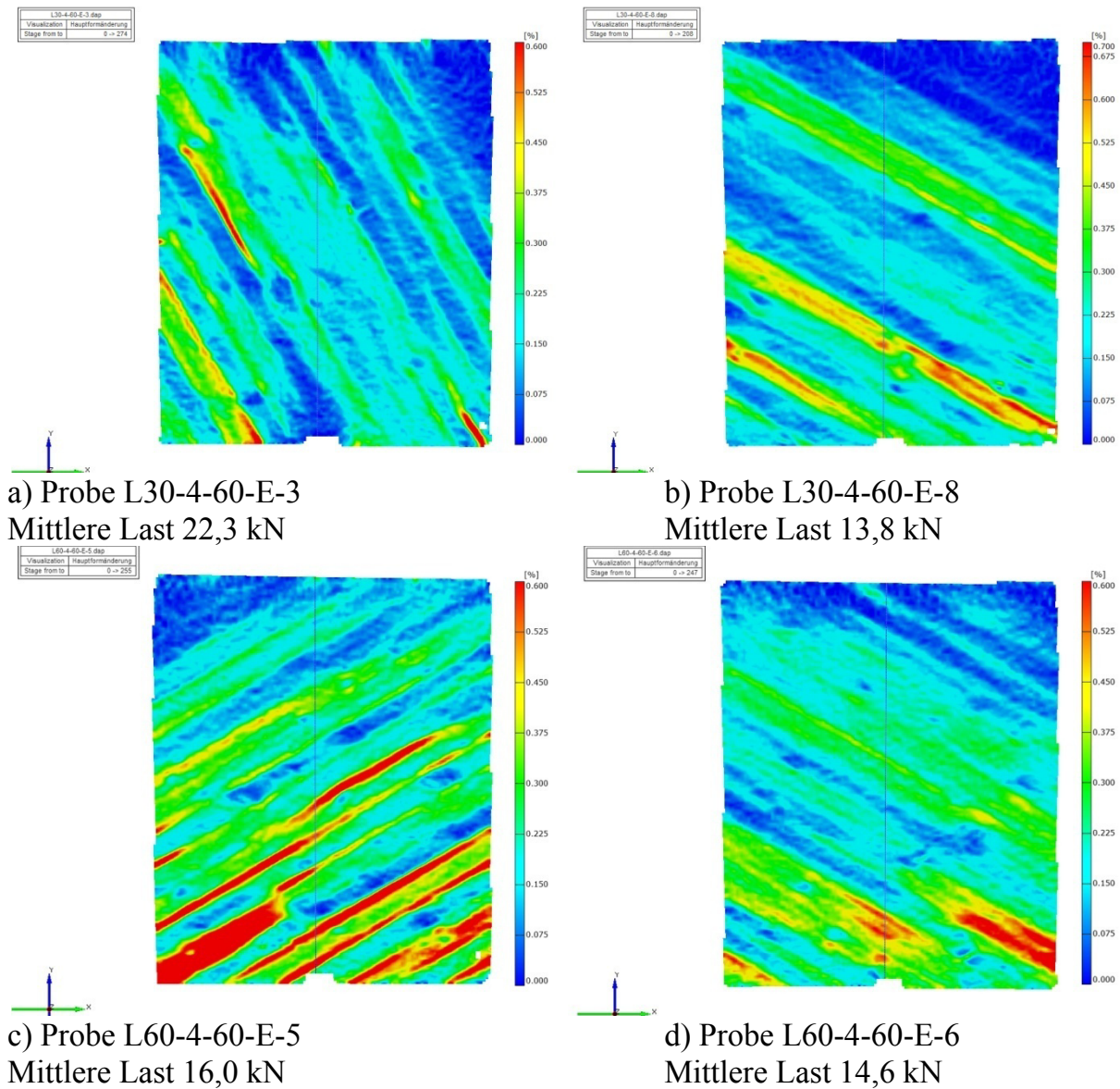
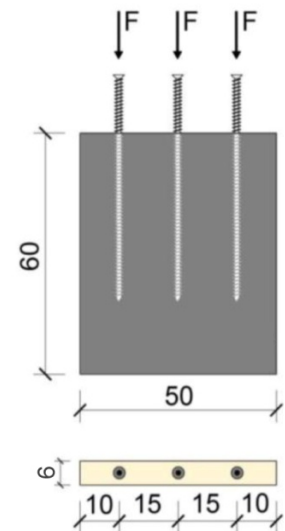


Bild A 3-90: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L30-4-60-E-3, L30-4-60-E-8, L60-4-60-E-5 und L60-4-60-E-6.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 60 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 12$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
D3S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-D-90-8-60-9/6	482,3	31,5	7,1	Ausknicken des Holzquerschnitts
	L-D-90-6-60-6	478,1	33,3	7,6	Ausknicken des Holzquerschnitts
D3S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-D-30-6-60-E-2	472,0	47,9	4,5	Stahlversagen
	L-D-30-6-60-E-3	485,0	47,8	4,8	Stahlversagen
D3S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-D-60-6-60-E-1	485,0	44,6	6,3	Stahlversagen
	L-D-60-6-60-E-2	473,0	42,8	5,3	Stahlversagen

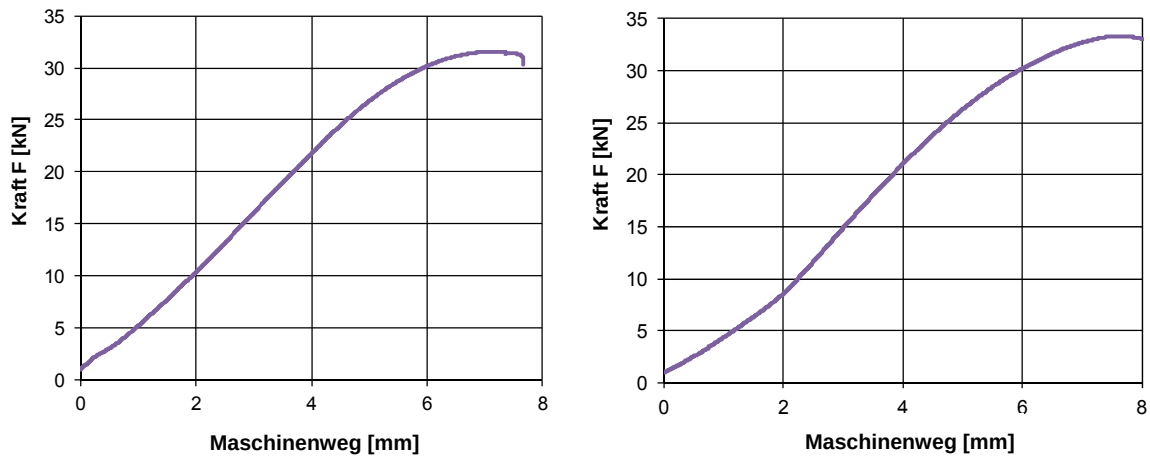


Bild A 3-91: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-90-8-60-9/6 (links), L-D-90-8-60-6 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

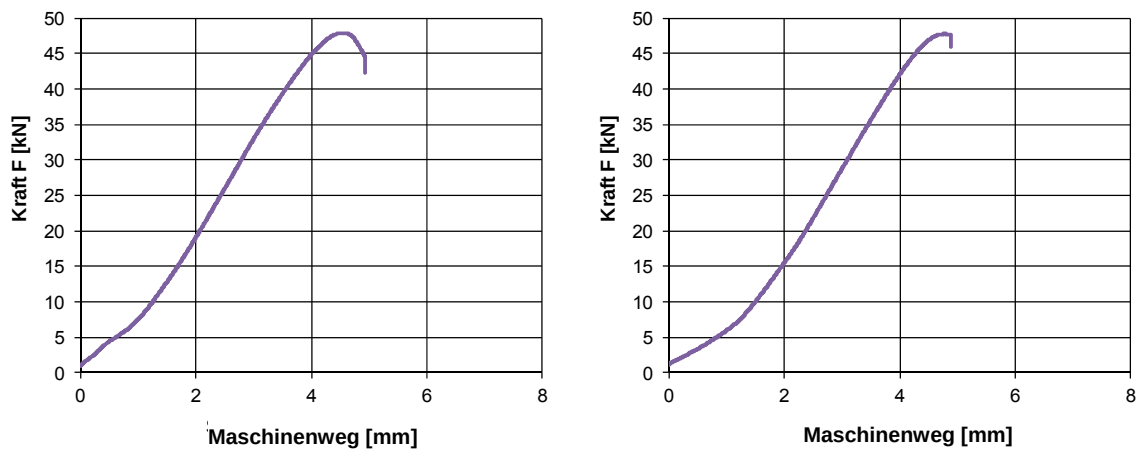


Bild A 3-92: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-30-6-60-E-2 (links), L-D-30-6-60-E-3 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

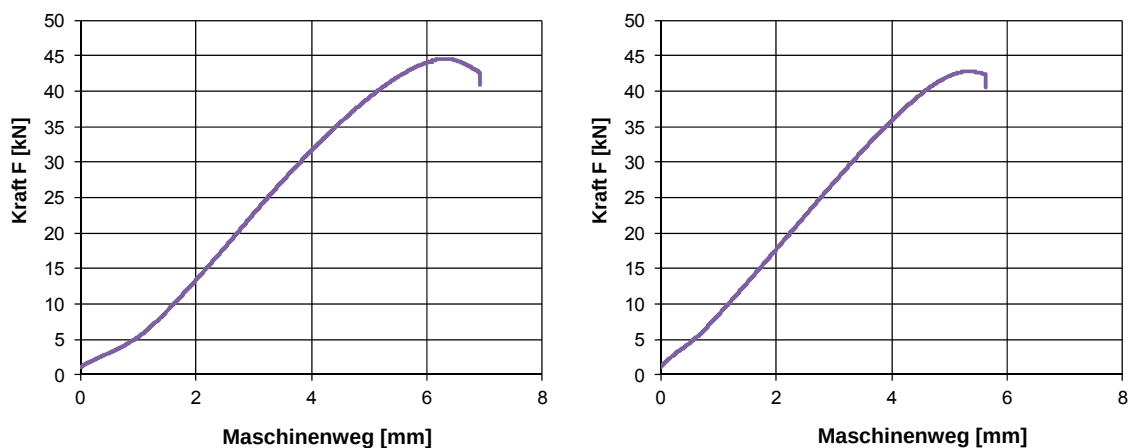
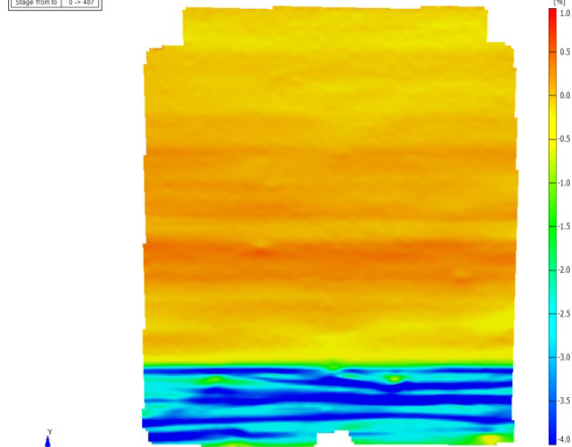


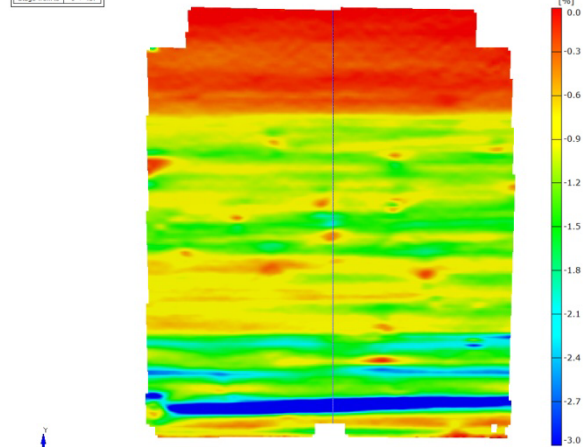
Bild A 3-93: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-60-6-60-E-1(links), L-D-60-6-60-E-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

LD90-8-60-9-6
Visualisation | Epsilon Y
Stage from to: 0 → 487



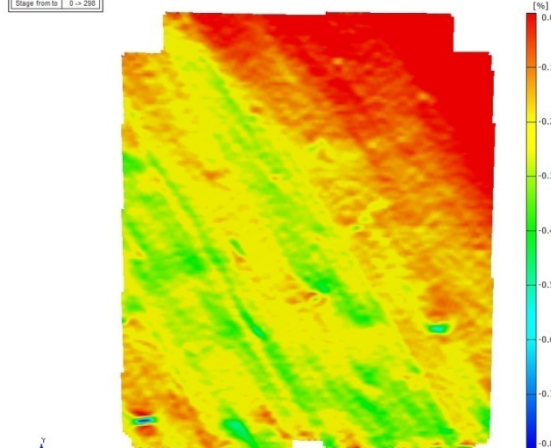
a) Probe L-D-90-8-60-9/6
Mittlere Last 6,3 kN

LD90-6-60-6-6
Visualisation | Epsilon Y
Stage from to: 0 → 487



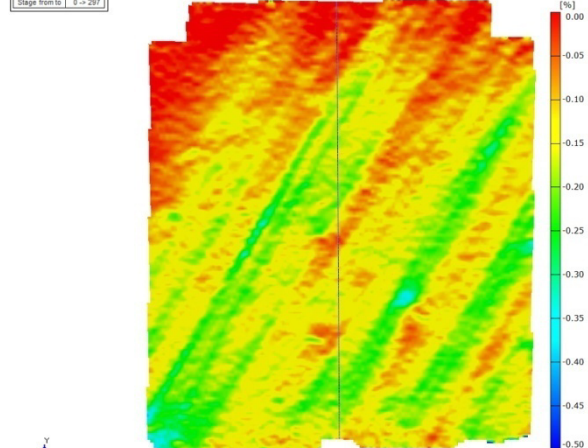
b) Probe L-D-90-6-60-6
Mittlere Last 8,8 kN

LD-30-6-60-E-2
Visualisation | Epsilon Y
Stage from to: 0 → 230



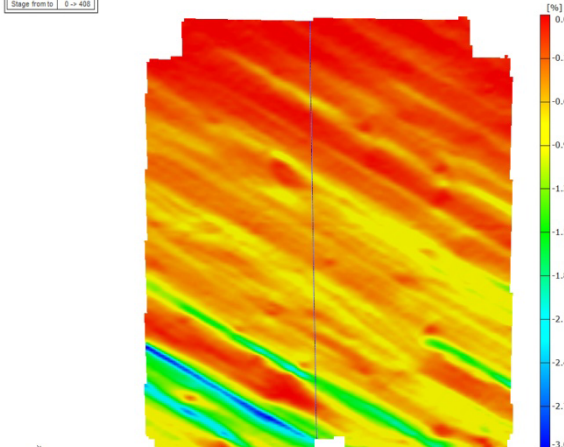
c) Probe L-D-30-6-60-E-2
Mittlere Last 47,9 kN

LD-6-60-E-3
Visualisation | Epsilon Y
Stage from to: 0 → 257



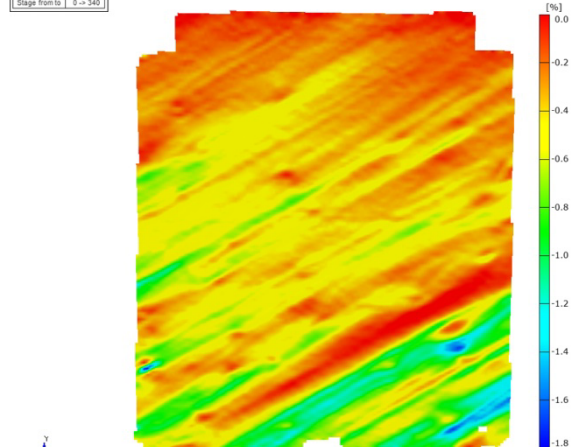
d) Probe L-D-30-6-60-E-3
Mittlere Last 47,8 kN

LD-6-60-E-1
Visualisation | Epsilon Y
Stage from to: 0 → 435



e) Probe L-D-60-6-60-E-1
Mittlere Last 44,6 kN

LD60-6-60-E-2
Visualisation | Epsilon Y
Stage from to: 0 → 345



f) Probe L-D-60-6-60-E-2
Mittlere Last 42,8 kN

Bild A 3-94: Dehnung in vertikaler Richtung ε_y der Proben L-D-90-8-60-9/6, L-D-90-6-60-6, L-D-30-6-60-E-2, L-D-30-6-60-E-3, L-D-60-6-60-E-1 und L-D-60-6-60-E-2.

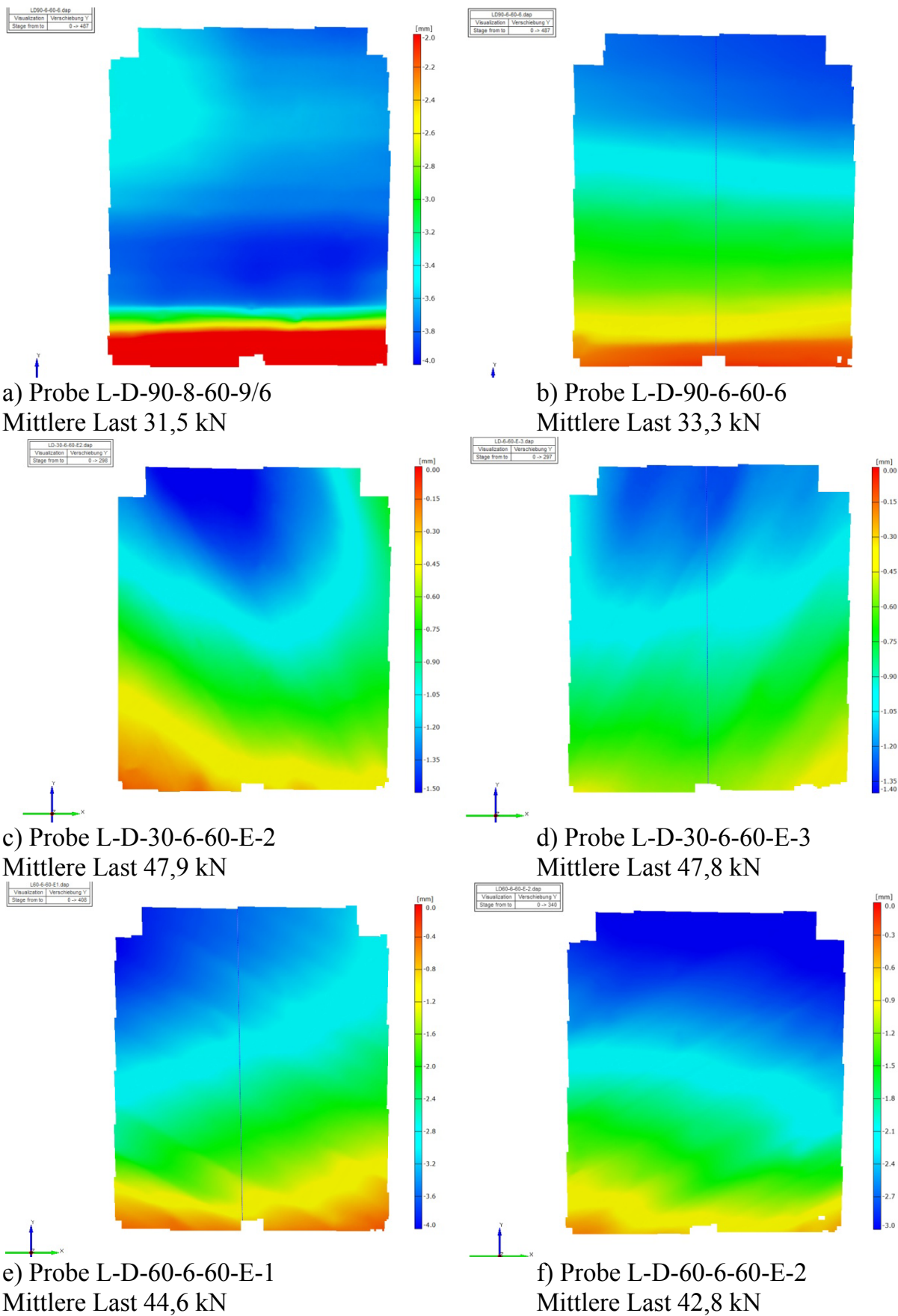
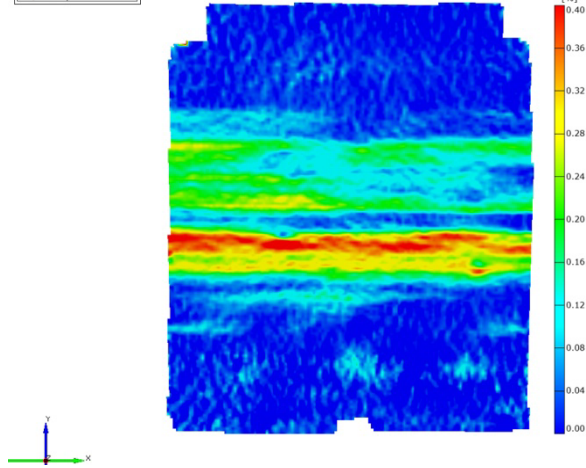


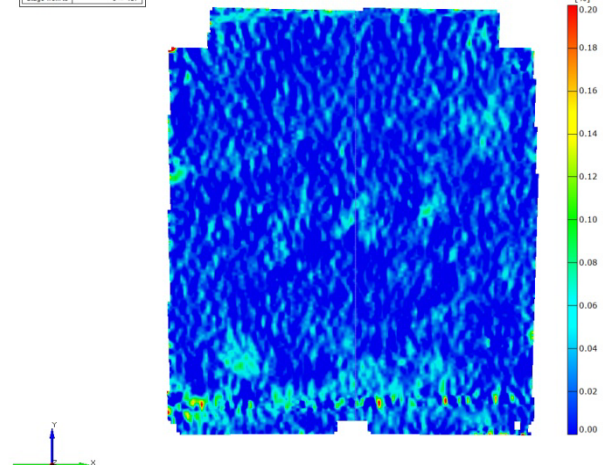
Bild A 3-95: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-D-90-8-60-9/6, L-D-90-6-60-6, L-D-30-6-60-E-2, L-D-30-6-60-E-3, L-D-60-6-60-E-1 und L-D-60-6-60-E-2.

LD90-8-60-9-6
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 -> 487



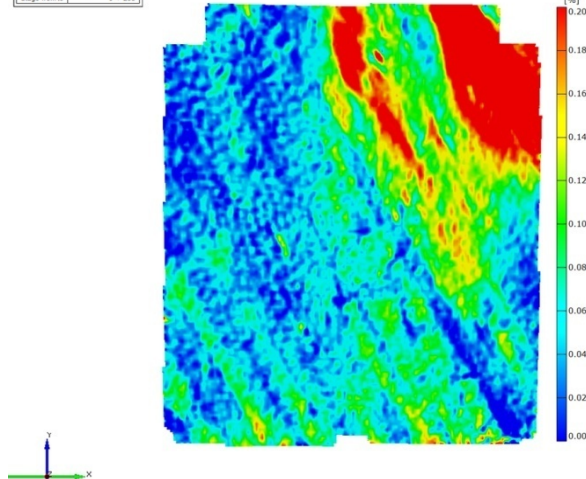
a) Probe L-D-90-8-60-9/6
 Mittlere Last 31,5 kN

LD90-6-60-6-6
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 -> 487



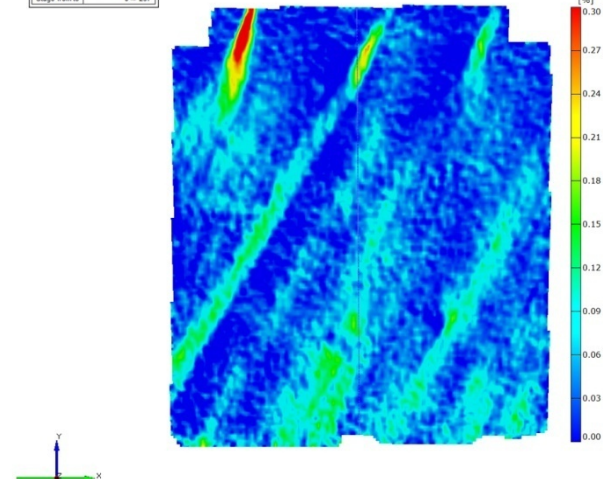
b) Probe L-D-90-6-60-6
 Mittlere Last 33,3 kN

LD-30-6-60-E-2
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 -> 258



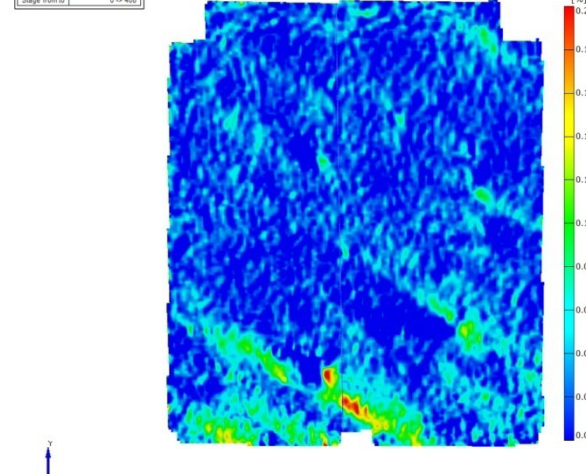
c) Probe L-D-30-6-60-E-2
 Mittlere Last 47,9 kN

LD-6-60-E-3
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 -> 257



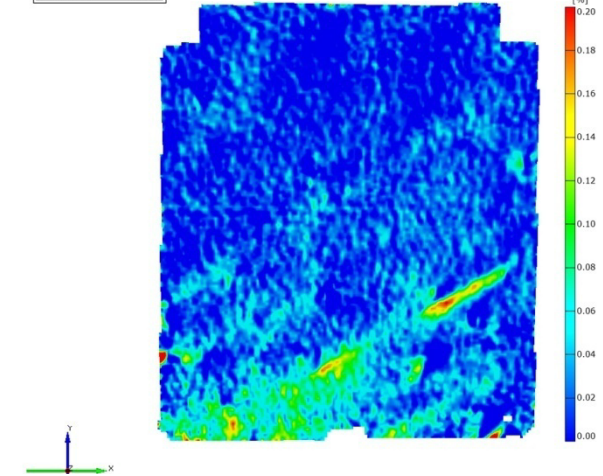
d) Probe L-D-30-6-60-E-3
 Mittlere Last 47,8 kN

LD-6-60-E-1
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 -> 458



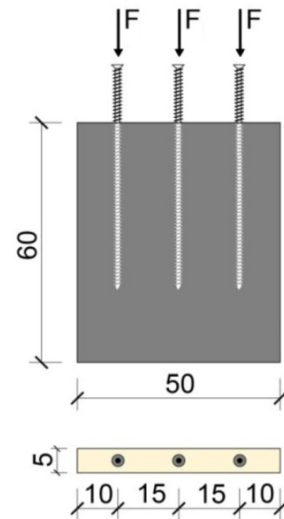
e) Probe L-D-60-6-60-E-1
 Mittlere Last 44,6 kN

LD60-6-60-E-2
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 -> 543



f) Probe L-D-60-6-60-E-2
 Mittlere Last 42,8 kN

Bild A 3-96: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben LD-90-8-60-9/6, L-D-90-6-60-6, L-D-30-6-60-E-2, L-D-30-6-60-E-3, L-D-60-6-60-E-1 und L-D-60-6-60-E-2

Holzgüte GL 24h**Probendicke 50 mm****Schraubendurchmesser $d_s = 10$ mm****DIC-Messfeldgröße 500 x 600 mm²**

Serie	Probe	Roh- dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
D3S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-D-90-5-60-3	485,5	24,8	5,1	Ausknicken des Holzquerschnitts
	L-D-90-5-80-8	488,8	22,3	5,3	Ausknicken des Holzquerschnitts
D3S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-D-30-5-60-E-5	468,6	30,8	3,9	Stahlversagen
	L-D-5-60-E-6	465,4	31,4	3,8	Stahlversagen
D3S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 1,0 mm/min	L-D-60-5-60-E-1	475,1	32,3	4,9	Stahlversagen
	L-D-60-5-60-E-2	480,5	31,6	4,9	Stahlversagen

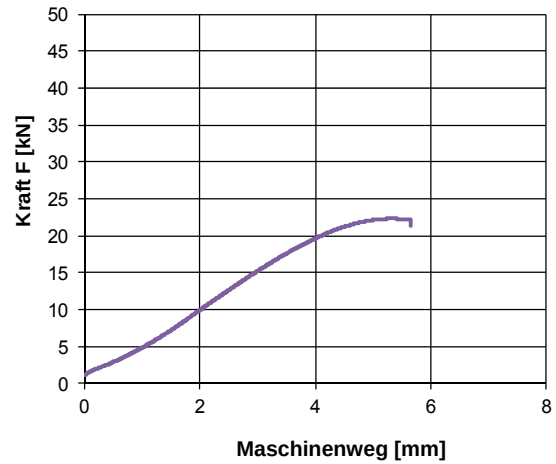
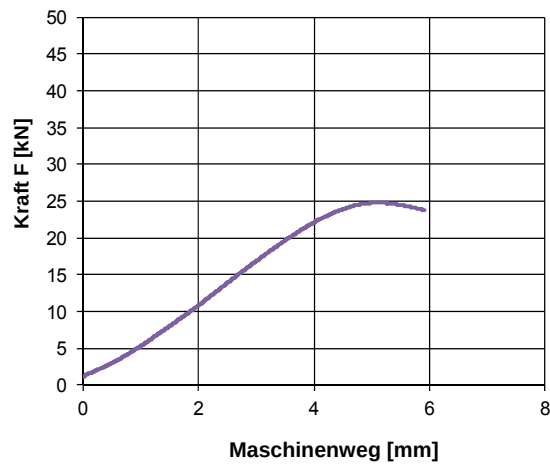


Bild A 3-97: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-90-5-60-3 (links), L-D-90-5-80-8 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

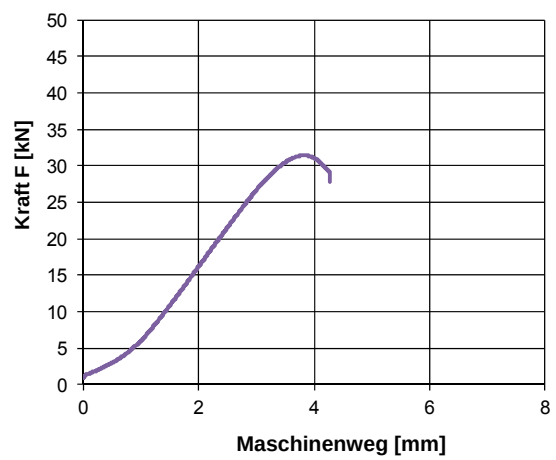


Bild A 3-98: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-30-5-60-E-5 (links), L-D-30-5-60-E-6 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

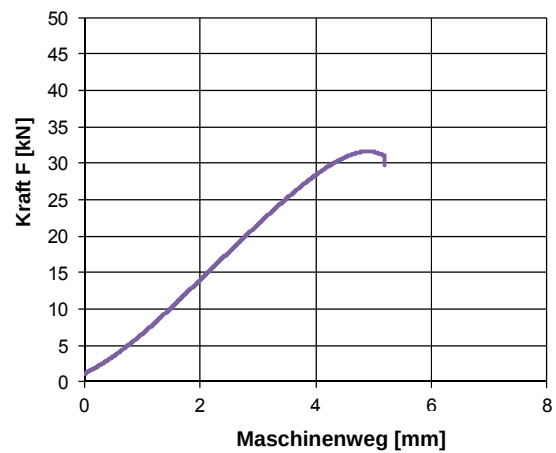
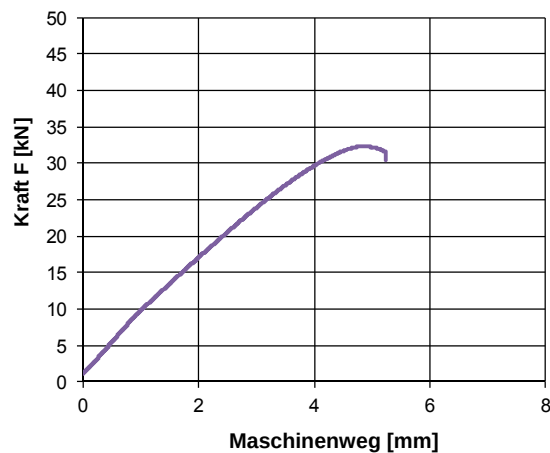


Bild A 3-99: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-60-5-60-E-1 (links), L-D-60-5-60-E-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

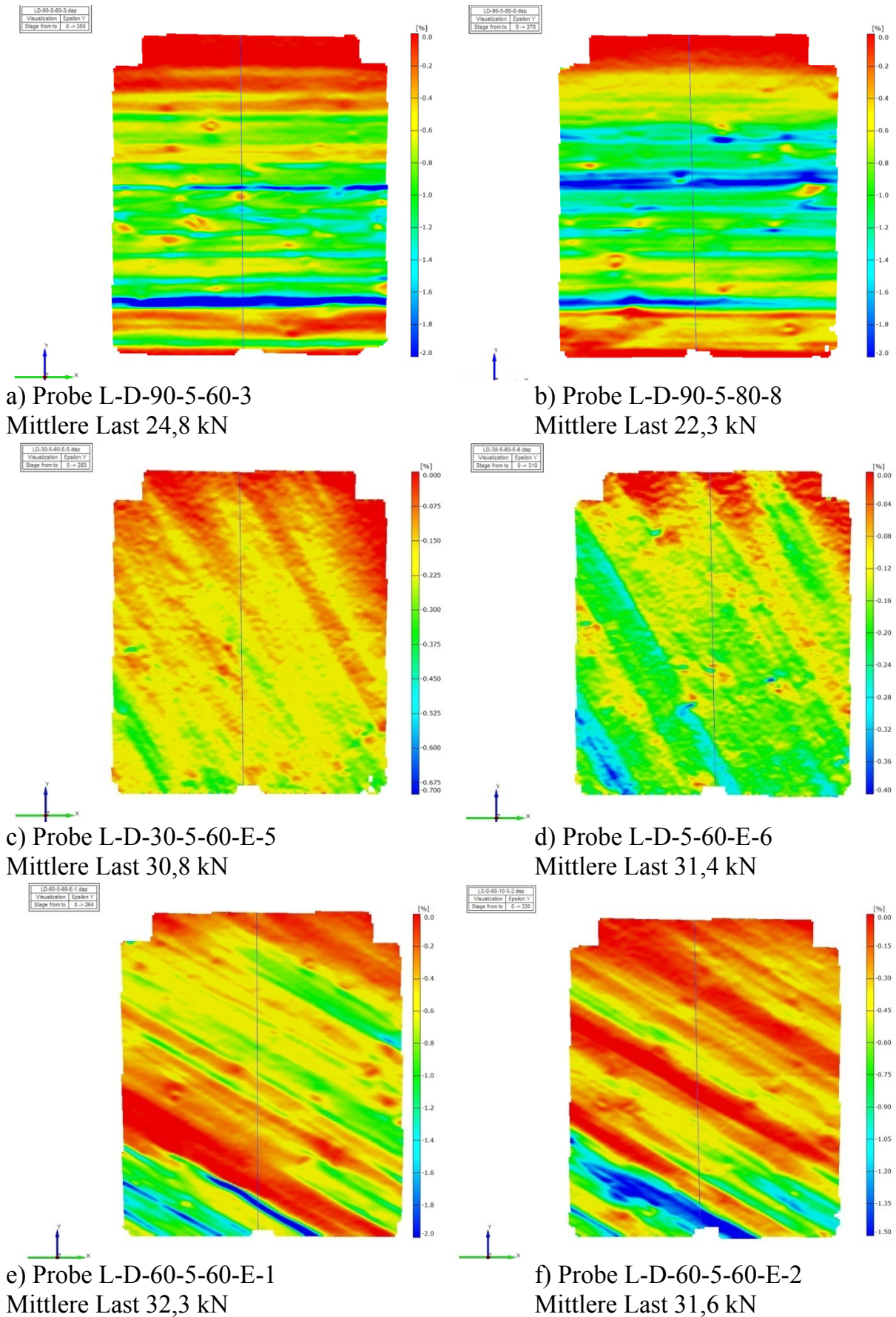


Bild A 3-100: Dehnung in vertikaler Richtung ϵ_y der Proben L-D-90-5-60-3, L-D-90-5-80-8, L-D-30-5-60-E-5, L-D-5-60-E-6, L-D-60-5-60-E-1 und L-D-60-5-60-E-2.

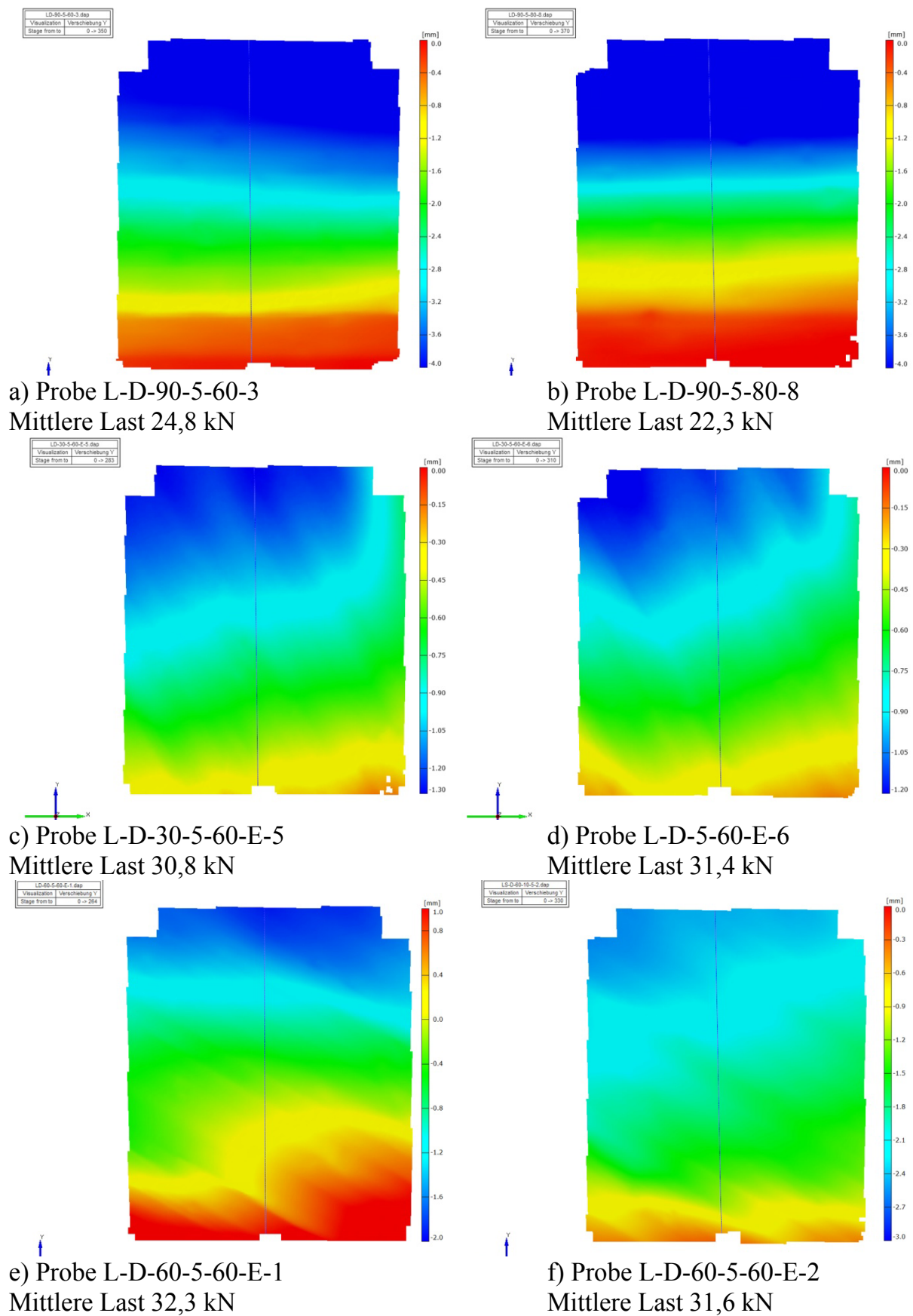


Bild A 3-101: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-D-90-5-60-3, L-D-90-5-80-8, L-D-30-5-60-E-5, L-D-5-60-E-6, L-D-60-5-60-E-1 und L-D-60-5-60-E-2.

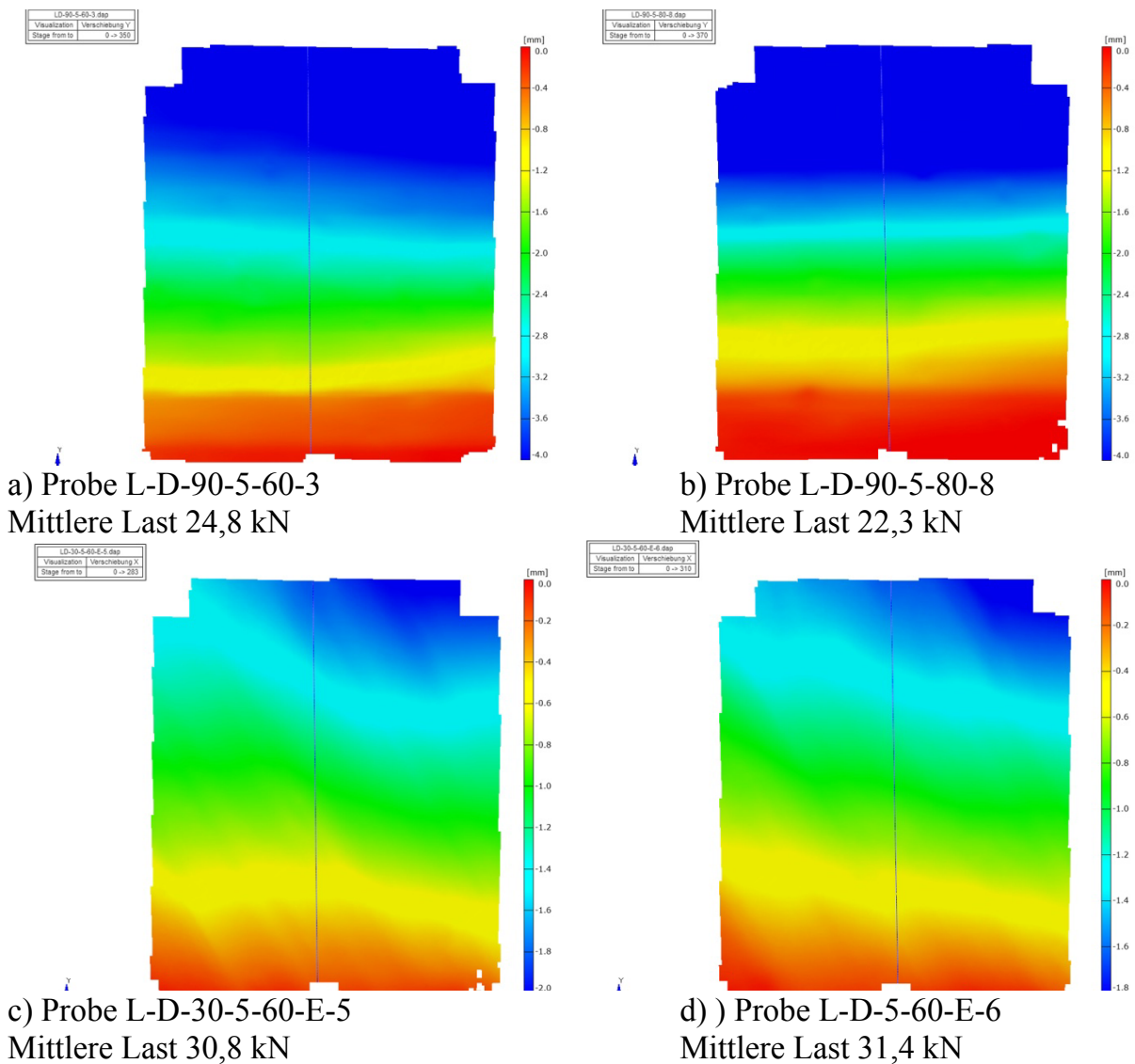


Bild A 3-102: Verschiebung in X-Richtung der Proben L-D-90-5-60-3, L-D-90-5-80-8, L-D-30-5-60-E-5 und L-D-5-60-E-6.

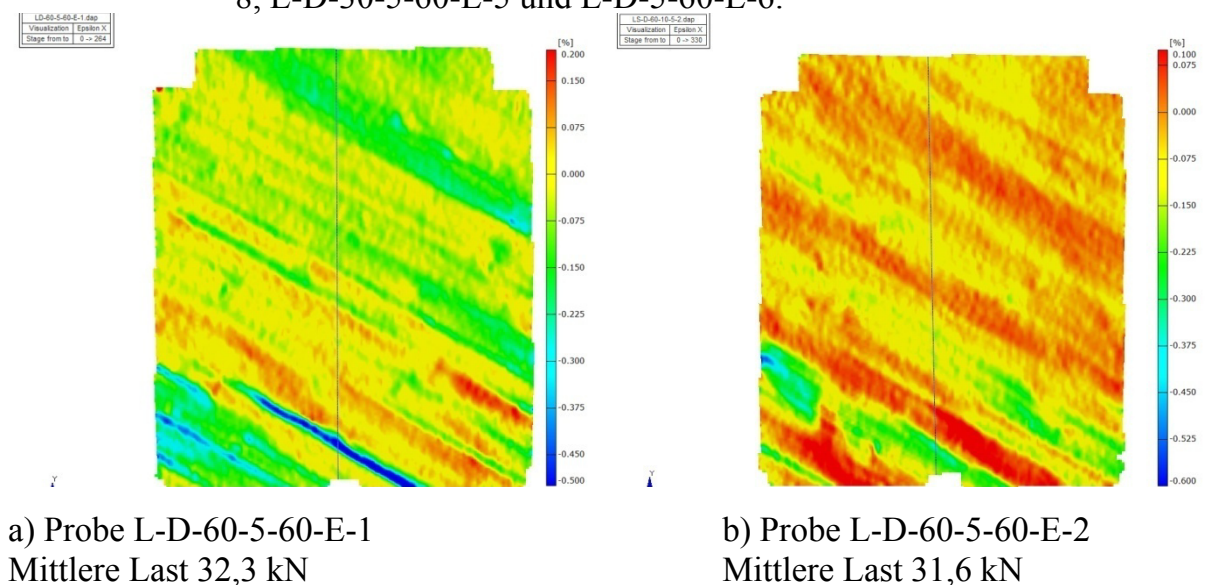
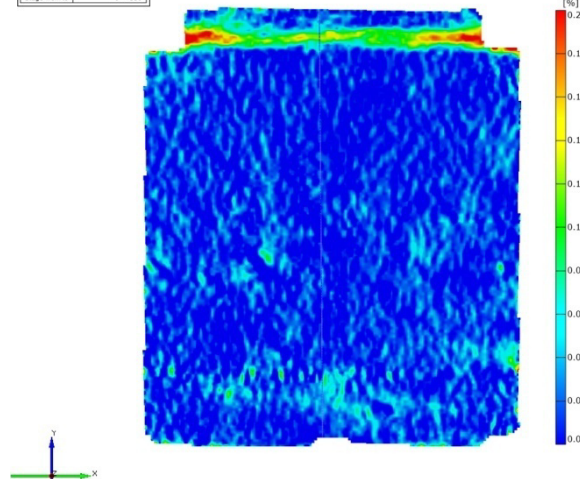


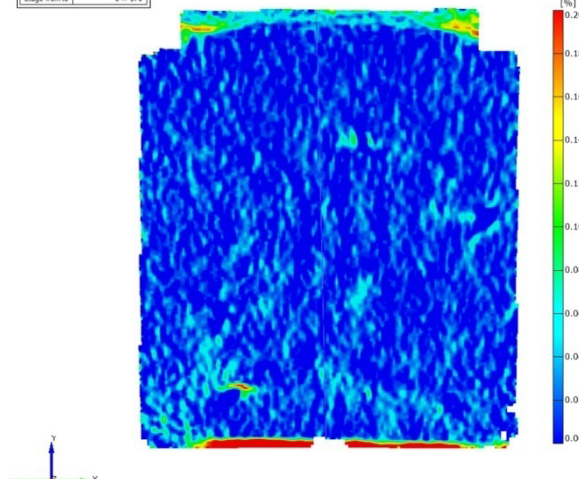
Bild A 3-103: Dehnung in X-Richtung ϵ_x der Proben L-D-60-5-60-E-1, L-D-60-5-60-E-2, L-D-30-4-60-E-6 und L-D-30-4-60-E-7.

LD-90-5-60-3-dep
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 350



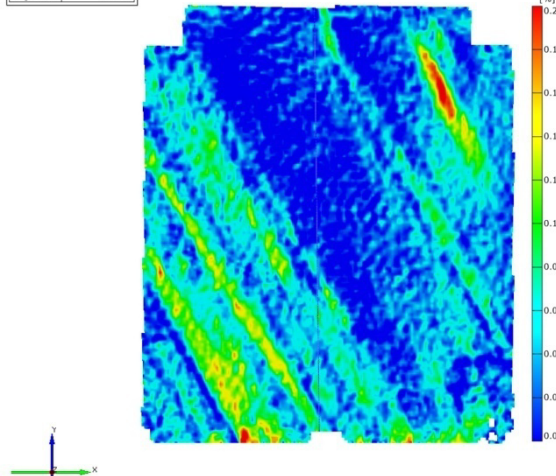
a) Probe L-D-90-5-60-3
 Mittlere Last 24,8 kN

LD-90-5-80-8-dep
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 375



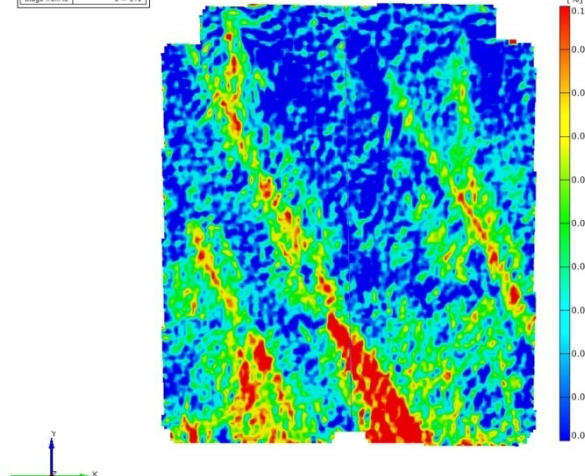
b) Probe L-D-90-5-80-8
 Mittlere Last 22,3 kN

LD-30-5-60-E-5-dep
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 263



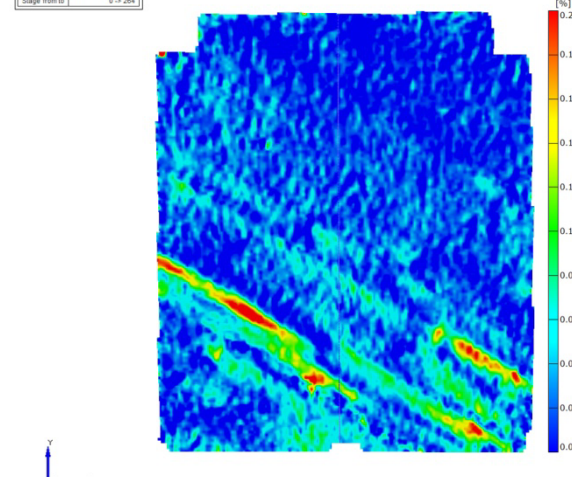
c) Probe L-D-30-5-60-E-5
 Mittlere Last 30,8 kN

LD-50-5-60-E-6-dep
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 315



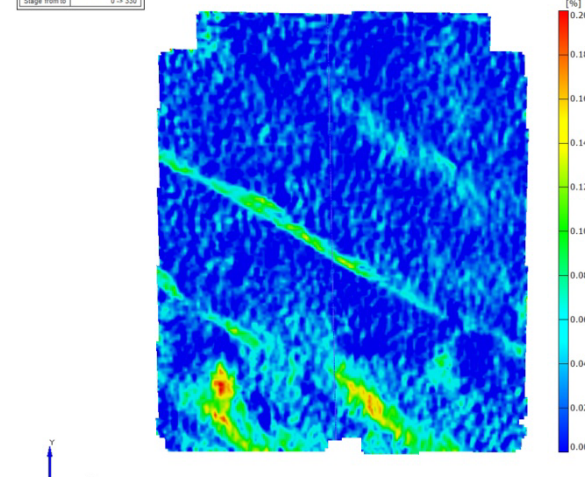
d) Probe L-D-50-5-60-E-6
 Mittlere Last 31,4 kN

LD-60-5-60-E-1-dep
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 264



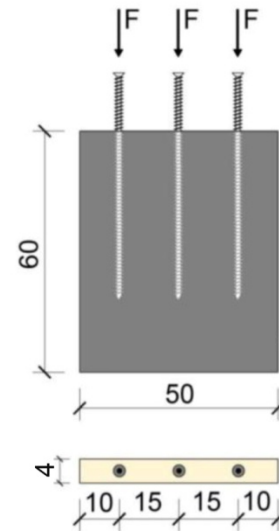
e) Probe L-D-60-5-60-E-1
 Mittlere Last 32,3 kN

LD-60-5-60-E-2-dep
 Visualization Hauptformänderung
 Stage from to 0 → 330



f) Probe L-D-60-5-60-E-2
 Mittlere Last 31,6 kN

Bild A 3-104: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L-D-90-5-60-3, L-D-90-5-80-8, L-D-30-5-60-E-5, L-D-50-5-60-E-6, L-D-60-5-60-E-1 und L-D-60-5-60-E-2.

Holzgüte GL 24h**Probendicke** 40 mm**Schraubendurchmesser** $d_s = 8$ mm**DIC-Messfeldgröße** 500 x 600 mm²

Serie	Probe	Roh-dichte [kg/m ³]	max. Last [kN]	max. Weg [mm]	Versagensart
D3S/90° Winkel zur Faser (α): 90° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L-D-90-8-60-6/4	510,0	17,5	5,4	Ausknicken des Holzquerschnitts
	L-D-90-4-60-7	480,9	14,5	3,2	Ausknicken des Holzquerschnitts
D3S/30° Winkel zur Faser (α): 30° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L-D-30-4-60-E-6	465,4	20,7	3,2	Ausknicken der Schraube
	L-D-30-4-60-E-7	459,7	19,8	3,2	Ausknicken der Schraube
D3S/60° Winkel zur Faser (α): 60° Versuchsgeschwindigkeit: 0,7 mm/min	L-D-60-4-60-E-1	474,0	20,3	3,8	Ausknicken der Schraube
	L-D-60-4-60-E-2	475,0	18,8	3,6	Ausknicken der Schraube

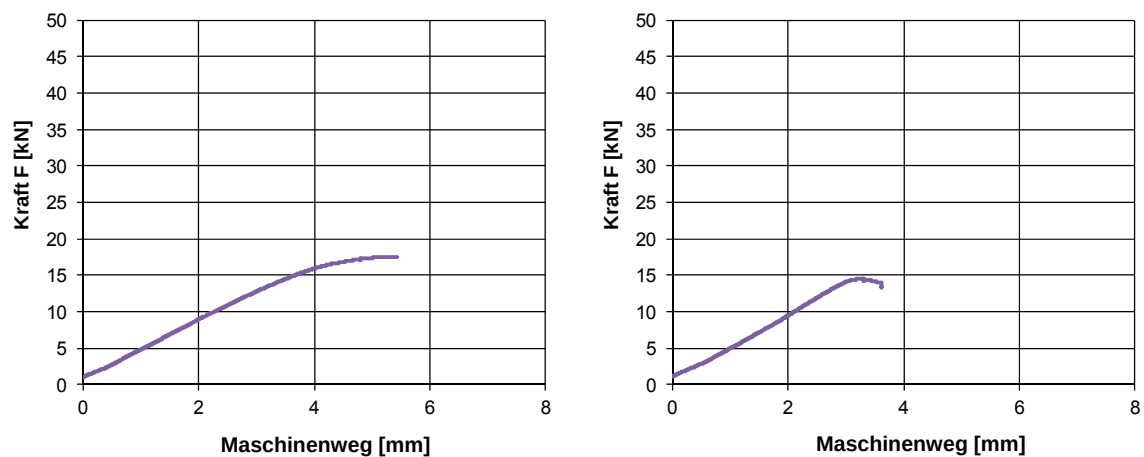


Bild A 3-105: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-90-8-60-6/4 (links), L-D-90-4-60-7 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

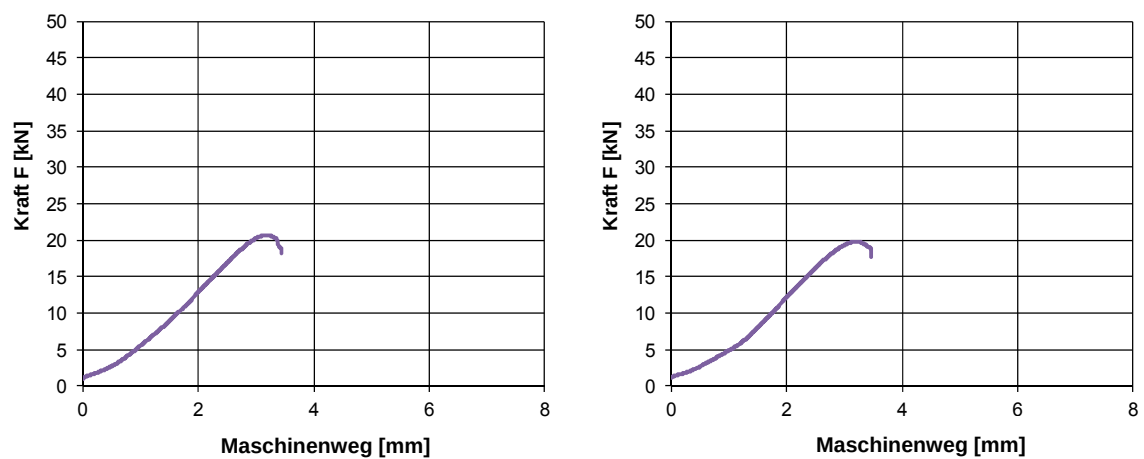


Bild A 3-106: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-30-4-60-E-6 (links), L-D-30-4-60-E-7 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

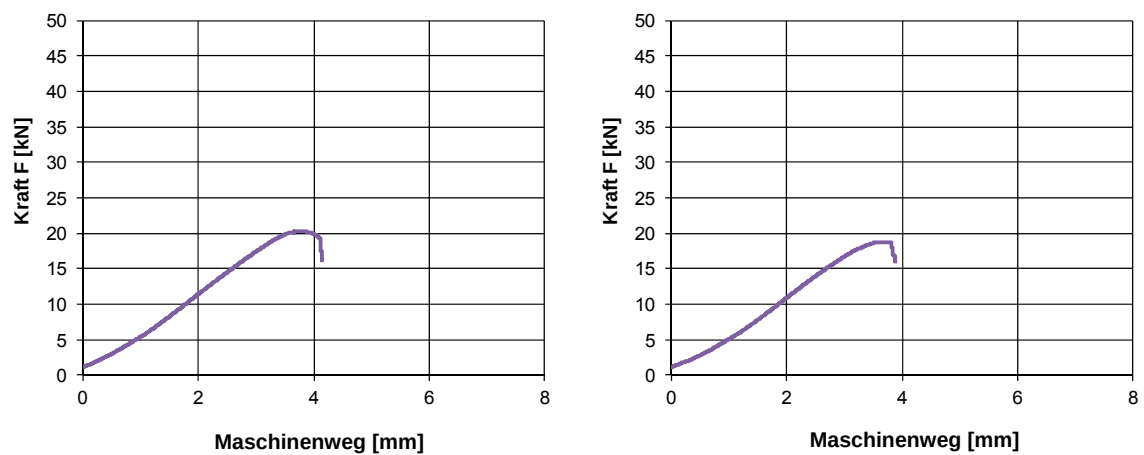


Bild A 3-107: Mittlere Belastung des Versuchskörpers L-D-60-4-60-E-1 (links), L-D-60-4-60-E-2 (rechts) in Abhängigkeit zum Maschinenweg.

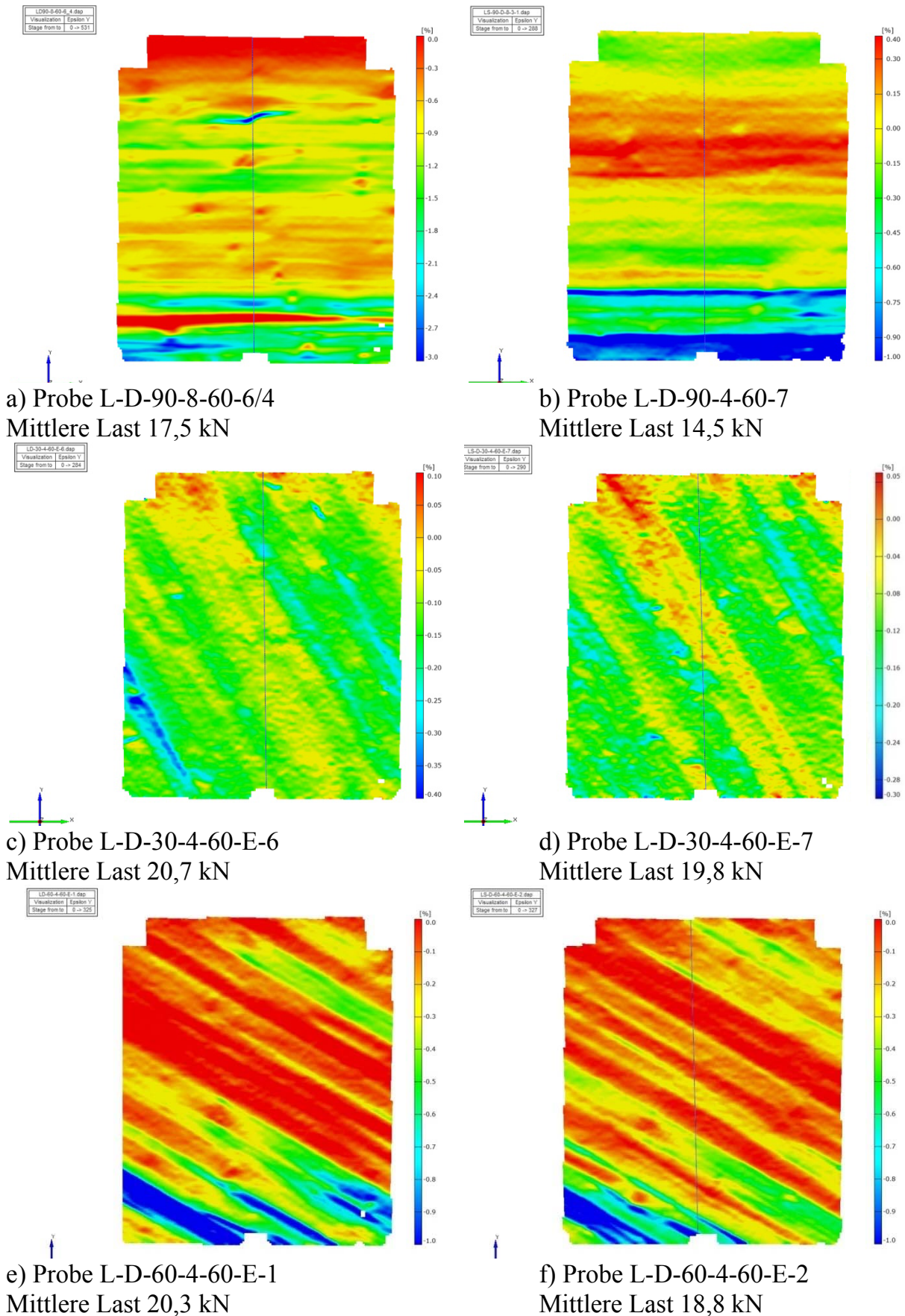


Bild A 3-108: Dehnung in vertikaler Richtung ε_y der Proben L-D-90-8-60-6/4, L-D-90-4-60-7, L-D-30-4-60-E-6, L-D-30-4-60-E-7, L-D-60-4-60-E-1 und L-D-60-4-60-E-2.

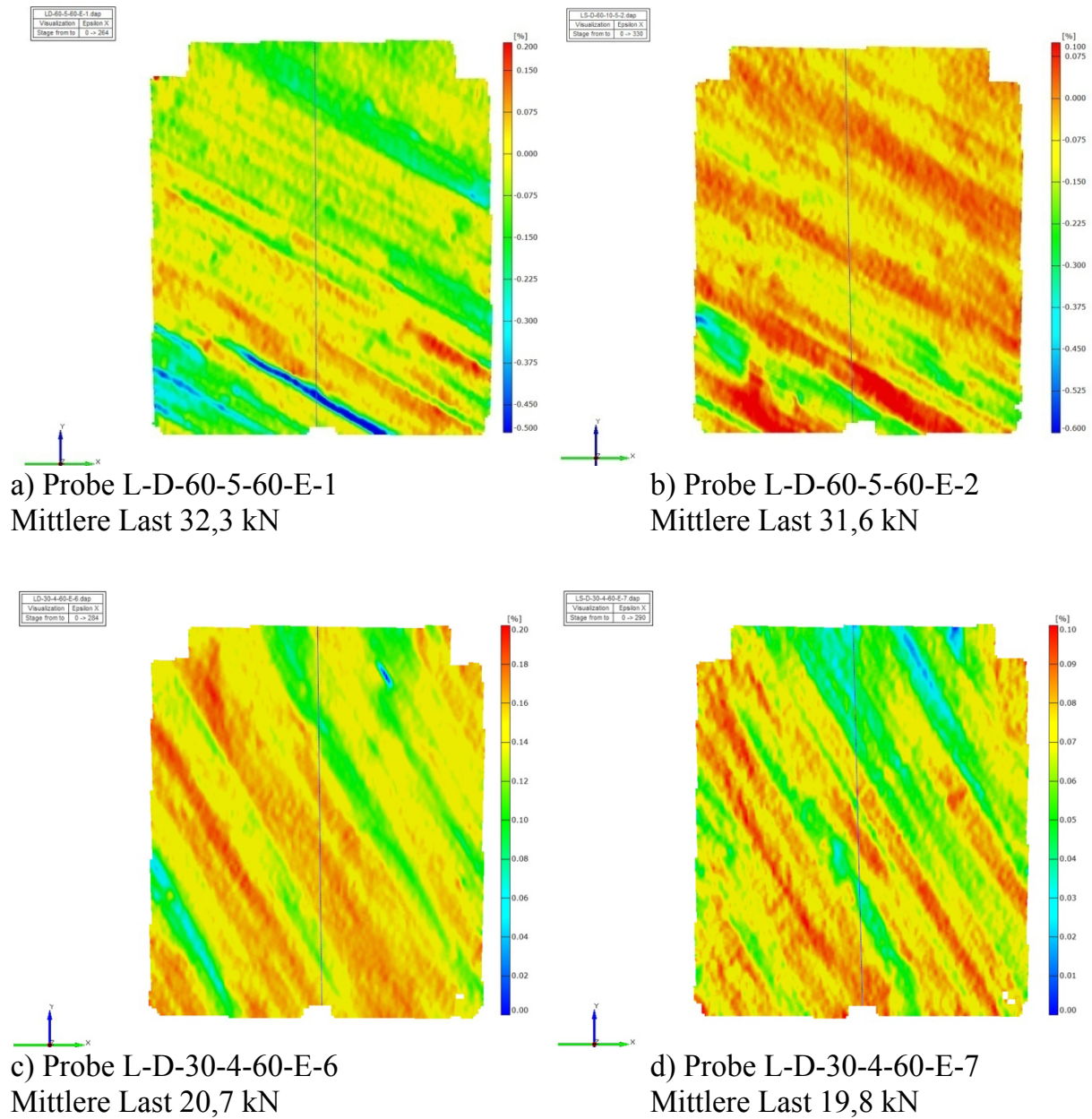


Bild A 3-109: Dehnung in X-Richtung ϵ_x der Proben L-D-60-5-60-E-1, L-D-60-5-60-E-2, L-D-30-4-60-E-6 und L-D-30-4-60-E-7.

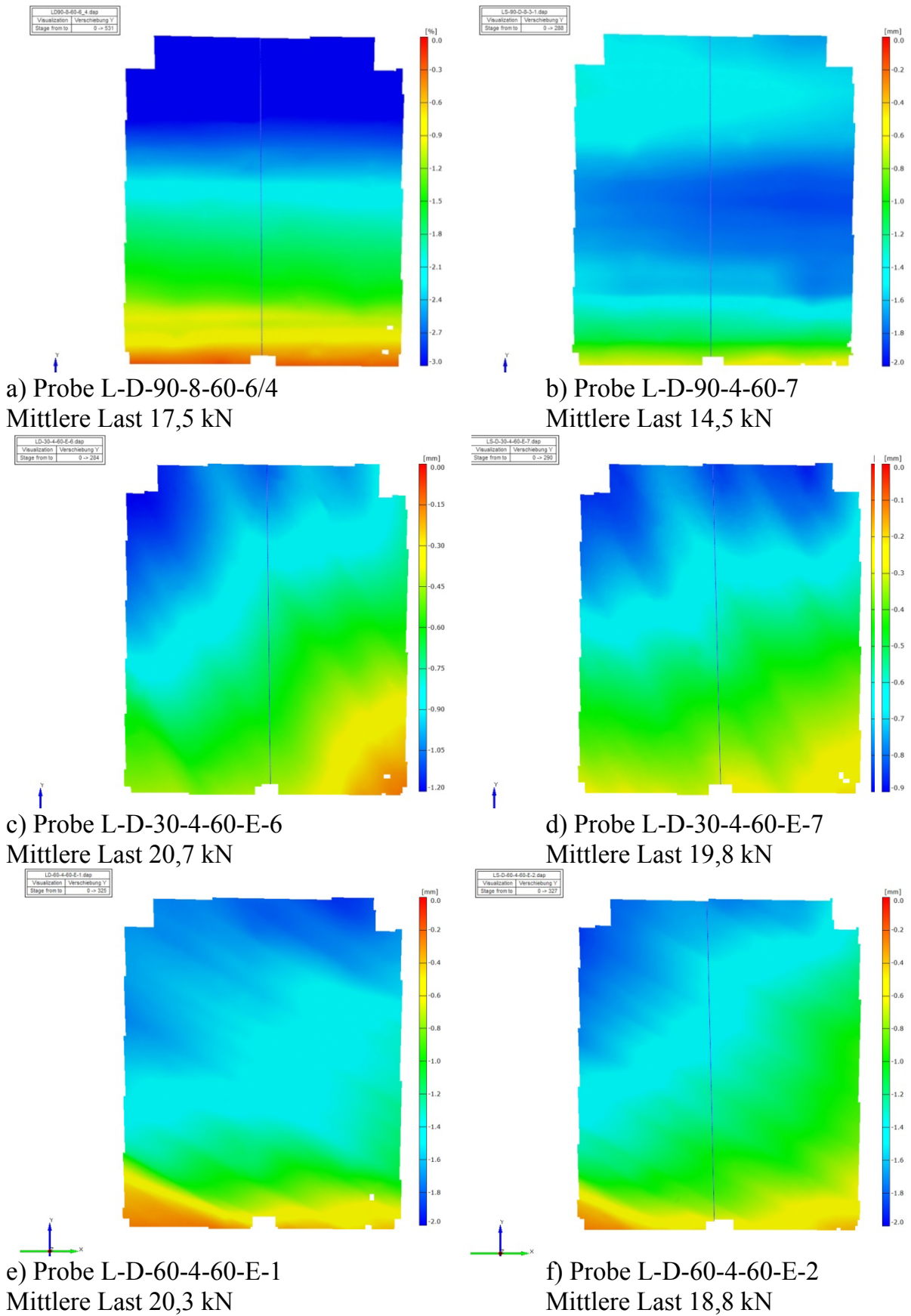


Bild A 3-110: Verschiebung in Y-Richtung der Proben L-D-90-8-60-6/4, L-D-90-4-60-7, L-D-30-4-60-E-6, L-D-30-4-60-E-7, L-D-60-4-60-E-1 und L-D-60-4-60-E-2.

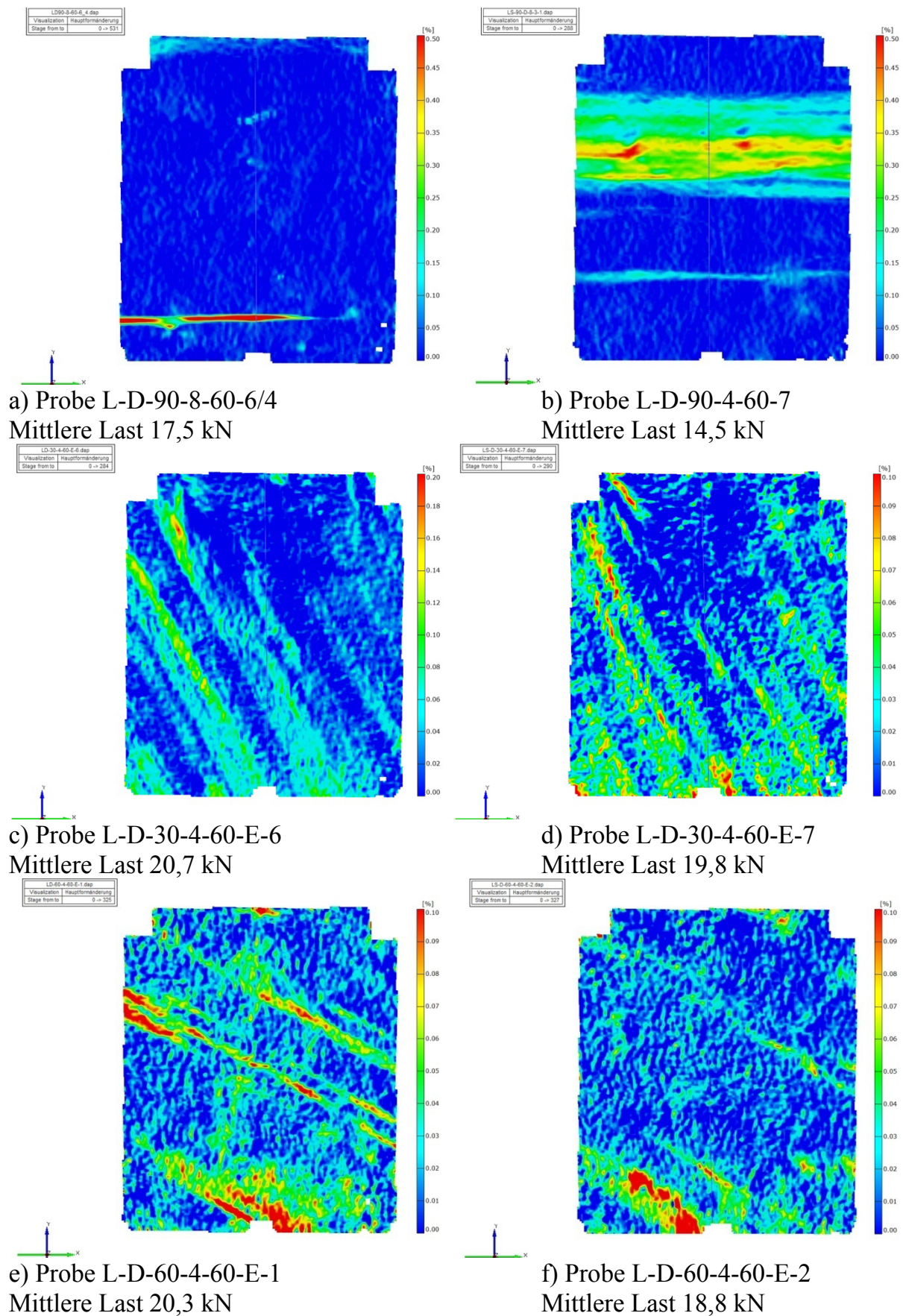


Bild A 3-111: Hauptformänderung der Versuchskörper der Proben L-D-90-8-60-6/4, L-D-90-4-60-7, L-D-30-4-60-E-6, L-D-30-4-60-E-7, L-D-60-4-60-E-1 und L-D-60-4-60-E-2.

A 4 Parameter des Finite-Elemente-Modells und ihre Bestimmung

A 4.1 Kennwerte der verwendeten Materialgesetze

Nichtlineare Ansätze bilden die in den numerischen Simulationen verwendeten dreidimensionalen Finite-Elemente-Modelle ab. Die Abbildung der anisotropen Eigenschaften der verwendeten Hölzer in ANSYS erfolgt durch die Materialoption ANISO, wobei das verallgemeinerte Hill-Fließkriterium (vgl. Kapitel 7, Abschnitt 7.2.2.2) angewendet ist. Die Beschreibung des plastischen Materialverhaltens erfolgt hierbei durch eine Fließregel und Verfestigungsvorschriften, die nur eine bilineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung für jede Richtung der drei Hauptspannungsrichtungen erlaubt. Allerdings sind die Fließspannungen für Zug und Druck keine vollständig unabhängigen Größen, sondern müssen Konsistenzbedingungen erfüllen, welche der Forderung nach einer erschlosseneren und im Querschnitt elliptischen Mantelfläche genügen (vgl. Kapitel 7, Abschnitt 7.2.2.2, Bild 7-2). Die Materialbeschreibung im linear-elastischen Bereich kann bei einer Vernachlässigung der von Neuhaus [125] festgestellten differentiellen Querdehnzahlen durch ein orthotropes Elastizitätsgesetz mit symmetrischer Steifigkeitsmatrix ersetzt werden. Hierbei sind durch die orthogonalen Eigenschaften des Holzes die Normalspannungen und Dehnungen von den Schubspannungen und Gleitungen entkoppelt [155]. Tabelle A 4-1 und Tabelle A 4-2 fassen die im Modell verwendeten neun unabhängigen Elastizitätszahlen zusammen, welche auf den eigenen Materialversuchen (vgl. Anhang A1) und den Angaben in der Literatur beruhen.

Richtung der Holzachse (Koordinatenachse im Modell)	Zugfestigkeit	Druckfestigkeit	E-Modul
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
Longitudinal (x)	21	8	12050
Radial (y)	14	5	818
Tangential (z)	berechnet	berechnet	420

Tabelle A 4-1: Verwendete Materialfestigkeiten und Elastizitätszahlen für Holz im Materialmodell ANISO.

Die Forderung nach plastischer Inkompressibilität wird bei Einhaltung der Konsistenzbedingung für das Fließkriterium erfüllt, wobei folgende Gleichung eingehalten wird: (vgl. Kapitel 7, Abschnitt 7.2.2.2)

$$\frac{f_{x,t} - f_{x,c}}{f_{x,t} \cdot f_{x,c}} + \frac{f_{y,t} - f_{y,c}}{f_{y,t} \cdot f_{y,c}} + \frac{f_{z,t} - f_{z,c}}{f_{z,t} \cdot f_{z,c}} = 0 \quad (\text{A 4-1})$$

Daraus ergibt sich eine Beschränkung der Unabhängigkeit der Festigkeitswerte weshalb diese nicht frei gewählt werden können und in einer Subroutine im Berechnungsalgorithmus implementiert sind.

Ebene	Querdehnzahl	Schubmodul	Scherfestigkeit
	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
LR (xy)	0,056	623	5
LT (yz)	0,31	42	5
LT (xz)	0,55	743	5

Tabelle A 4-2: Verwendete Elastizitätszahlen für Holz im Materialmodell ANISO.

Wie im Kapitel 7 beschrieben, erfolgt die Materialbeschreibung von Stahl über eine elasto-plastische Formulierung nach von Mises mit isotroper Verfestigung nach Erreichen der Streckgrenze. Dafür wurde die Materialoption BISO in der Materialbeschreibung eingesetzt. Für den uniaxialen Spannungszustand reduziert sich die Formulierung der Fließbedingung auf zwei Punkte, die durch die Fließspannungen σ_{sy} und die dazugehörige negative Größe $-\sigma_{sy}$ gebildet werden. Die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen (vgl. Kapitel 5) der Schrauben wurden für die numerischen Simulationen durch bilineare Formulierungen idealisiert. Die verwendeten Materialkennwerte können der Tabelle A 4-3 entnommen werden. Eine einheitliche Querdehnzahl für alle Schrauben wurde mit $\nu = 0,3$ eingesetzt.

Schraubendurchmesser d_s [mm]	E-Modul	Fließspannung	Tangentenmodul
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
8	183000	950	5000
10	187000	1020	5000
12	198000	940	5000

Tabelle A 4-3: Verwendete Elastizitätszahlen für Stahl im Materialmodell BISO.

In allen Simulationen wurde die Lastaufbringung weggesteuert bis zu einer maximalen Verschiebung eingesetzt. Die Lagerungsbedingungen wurden den Versuchen entsprechend abgebildet. Die Betrachtung der unterschiedlichen Winkel zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung (α) wurde durch Rotation der Knotenkoordinatensysteme in Bezug auf die verschiedenen Winkel durchgeführt.

