

DOCTORAL THESIS

Importance of structural modelling within the framework of Eurocode 5 Description on selected issues

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Doctor of Science in Civil Engineering
at the Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering

DISSERTATION

Die Bedeutung baustatischer Modellbildung für den Eurocode 5 Darstellung an ausgewählten Beispielen

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der technischen Wissenschaften,
eingereicht an der Technischen Universität Wien, Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Dipl.-Ing. Georg HOCHREINER
Matrikelnummer e7626108
Jungerstraße 16, A-4950 Altheim, Österreich

Gutachter: Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. DDr. h.c. Josef EBERHARDSTEINER
Institut für Mechanik der Werkstoffe und Strukturen
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13/202, A-1040 Wien, Österreich

Gutachter: Prof. Dr. Erik SERRANO
Department of Building and Energy Technology
Linnaeus University
351 95 Växjö, Sweden

Wien, im August 2014

.....

Abstract

Functional requirements and increasing complexity of wooden building structures in the past and nowadays demonstrate that structural safety and fitness for use of such structures can only be guaranteed by the application of classic methods of structural engineering. However, this approach is in contradiction to the widely spread opinion that the compilation of a structural analysis for timber buildings is too complicated and could also be substituted by long-time experience.

This attitude may have been co-responsible for the fact that the first draft of the EN 1995 - better known by the term Eurocode 5 (EC 5) - focussed on national building practice. Therefore, a number of corresponding design rules is still based on data-fitting to already existing test results, not reflecting the mechanical background any more and neglecting alternative methods of structural approvals.

The determination of basic material parameters of wood and wood-based materials is unfortunately often based on testing configurations, dedicated to the assessment of pure isotropic and homogeneous materials like steel. A different set of testing configurations which take into account the scattering dimensions of growth irregularities of wood might have been more appropriate. Due to the simplified procedures for the evaluation of test results, which are only suitable for homogeneous rectangular cross sections, several material parameters are therefore linked to a dedicated method of structural modelling and do not reflect the real stress and strain states of the test sample. Interactions between co-acting stress components are well known and were also confirmed by a simple test configuration with compressive loads (e.g. Hankinson formula), but have not been implemented in the design process to the same extent as the equivalent stress criterion derived from von Mises for structural steel design.

That is why the integration of modern and future building practice and tools like structural analysis software is facing major obstacles. In case no general purpose concepts for timber specific design are available, the application of approved basics and methods of engineering sciences like mechanics and structural modelling is the only sustainable path for decision making. Indeed engineers are already using powerful tools like numerical simulation software (e.g. finite element method, FEM) which could support the design process if all necessary input parameters had already been implemented into the design codes resp. product specifications. A number of traditional simplifications introduced only for highlighting their user-friendliness now turn out to be crucial issues even with respect to safety requirements.

Nevertheless the current semi-probabilistic design concept explicitly differentiates between serviceability and ultimate limit state emphasizing the correspondent probable different mechanical background at each state. It is therefore the challenge of intelligent structural modelling still being able to predict the structural behaviour by dealing with only one structural model.

The focus of the presented work is to highlight and confirm the sustainability of engineering methods and the benefits gained in timber engineering using such methods as it is demonstrated by selected topics of EC 5.

Kurzfassung

Die steigende Komplexität von Holzbauten in der jüngsten Vergangenheit macht deutlich, dass sowohl die Tragsicherheit als auch die Gebrauchstauglichkeit derartiger Bauwerke zuverlässig und prozesssicher nur mit klassischen Ingenieurmethoden nachgewiesen werden können. Dieses Erkenntnis widerspricht allerdings manch traditioneller Ansicht, wonach das Erstellen einer Holzbaustatik eine grundsätzlich überproportional anspruchsvolle Aufgabe sei und die Komplexität baustatischer Modellbildung auch durch langjährige Erfahrung ersetzt werden könne.

Vor dem Hintergrund dieser Einstellung wird verständlich, warum die EN 1995 - besser bekannt unter der Bezeichnung Eurocode 5 (EC 5) - sich im Erstentwurf an nationalen Bauweisen orientiert hat. Eine Vielzahl von Bemessungsregeln wurde erstellt durch Datenfitting an bislang existierenden Versuchsergebnissen mit wenig Bezug zu den tatsächlichen mechanischen Vorgängen und ohne Rücksicht auf unterschiedliche baustatische Berechnungsmethoden. Auch die Bestimmung von Materialkennwerten für Holz und Holzwerkstoffe basiert häufig immer noch auf Versuchskonfigurationen, welche für isotrope und homogene Werkstoffe wie z. B. Stahl entwickelt wurden. Der Werkstoff Holz benötigt jedoch ein auf die Größe seiner Wuchsmerkmale abgestimmtes System mit unterschiedlichen Versuchskonfigurationen. Zahlreiche Materialkennwerte sind - bedingt durch das vereinfachte Auswerteprozedere für homogene Querschnittsaufbauten - implizit an spezifische Modellbildungen und baustatische Verfahren gebunden und spiegeln daher oft nicht die tatsächliche Werkstoffbeanspruchung wieder. Interaktionsbedingungen bei Vorliegen räumlicher Spannungszustände sind zwar bekannt und wurden auch in einfach durchzuführenden Druckversuchen (z. B. Hankinson-Formel) bestätigt. Deren universelle Anwendbarkeit – vergleichbar zur bekannten Vergleichsspannung nach von Mises im Stahlbau – wurde bisher jedoch kaum umgesetzt.

Zuvor beschriebene Umstände sind mitverantwortlich, warum die Integration von zeitgemäßen Bauweisen und Bemessungswerkzeugen z.B. in Form von allgemein anwendbarer kommerzieller Statik-Software im Holzbau zunehmend mehr mit massiven Problemen verbunden ist. Liegen also keine universell anwendbaren Nachweiskonzepte vor, ist der Rückgriff auf die Grundlagen des Ingenieurwesens in Form von Mechanik und baustatischer Modellbildung die einzige Option zur Entscheidungsfindung. Ingenieuren stehen heute leistungsfähige Werkzeuge in Form numerischer Simulationssoftware (z. B. Finite-Elemente-Methode, FEM) zur Verfügung. Diese könnten bei der Bewältigung obiger Anforderungen unterstützen, sofern alle zugehörigen Eingangsdaten für Materialkennwerte in Bemessungsnormen auch zur Verfügung stünden. Vielfach unter dem Vorwand der Benutzerfreundlichkeit eingeführte und immer wieder propagierte traditionelle Vereinfachungen im EC 5 entpuppen sich bei genauerer Betrachtung als akute Problemzonen, mitunter auch mit Relevanz für normativ erwartete Tragsicherheiten. Das aktuell gültige semi-probabilistische Sicherheitskonzept differenziert explizit zwischen Gebrauchslast- und Traglastzustand und rückt damit auch deren mechanische Grundlagen wesentlich mehr ins Bewußtsein. Die Herausforderung intelligenter baustatischer Modellbildung besteht also darin, die in beiden Belastungszuständen u. U. unterschiedlichen Tragmechanismen dennoch mit nur einem Gesamtmodell beschreiben zu können.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist, an Hand ausgewählter Beispiele des EC 5 die Nachhaltigkeit der Anwendung von Ingenieurmethoden und der damit verbundenen Chancen für den Holzbau aufzuzeigen.

Danksagung

Meine Doktorarbeit ist im Zuge meiner Anstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mechanik der Werkstoffe und Strukturen (IMWS) an der Technischen Universität Wien (TU Wien) entstanden. Nach 25 Jahren ereignisreicher Berufstätigkeit als Bauingenieur mit Schwerpunkt Ingenieurholzbau und reicher Erfahrung im Entwurf von innovativen und wettbewerbsfähigen Holzkonstruktionen hat mich mein Studienkollege Herr Josef Eberhardsteiner in seiner Funktion als Vorstand des IMWS und Dekan der Fakultät für Bauingenieurwesen mit möglicherweise folgenden Intentionen zurückgeholt:

- Erweiterung des Portfolios des IMWS um baupraktische Aspekte
- Intensivierung des Wissenstransfers (return on investment)
- Aufbau einer umfassenden Kompetenz (Statik- und Konstruktion) im Ingenieurholzbau auch innerhalb der Fakultät

An erster Stelle möchte ich daher Herrn Prof. Josef Eberhardsteiner danken für seine Weitsicht und Bereitschaft, zur Weiterentwicklung und wissenschaftlichen Aufarbeitung meiner bisherigen Ideen mir das nötige Umfeld zur Verfügung gestellt zu haben. Ebenso gebührt Dank meinen beiden unmittelbaren Betreuern Herrn Dr. Thomas Bader und Herrn Dr. Josef Füssl für ihre Geduld und tatkräftige Unterstützung. Sie haben mir den Einstieg in die Welt der wissenschaftlichen Denk- und Schreibweisen erleichtert. Nachdem meine Arbeiten auch von experimentellen Aktivitäten begleitet waren, möchte ich mich stellvertretend bei Herrn Wolfgang Dörner als Werkmeister des Labors für seine herzhafteste Unterstützung im Umgang mit den doch unhandlichen und schwer zu bewegenden Probekörpern und deren maschineller Bearbeitung bedanken.

Vorteilhaft für die Wahl des Dissertationsthemas war die Synergie meiner persönlichen Interessen mit den Schwerpunkten des am IMWS laufenden Forschungsprojekts MechWood. Weiters konnten bereits erste Ergebnisse auch im Zuge meiner Lehrtätigkeit unmittelbar an die Praxis weitergegeben werden.

Diese Arbeit wäre nicht ohne die mentale und tatkräftige Unterstützung meiner Familie möglich gewesen. Sie hat mich ermutigt und bestärkt, bedingt durch meine berufliche Neuorientierung zurück an die Technische Universität Wien, noch einmal durchzustarten und nunmehr auch meine Dissertation nachzuholen. Besonders meine Frau Mag. Gabriele Hochreiner hat mir geduldig zugehört, wenn ich mir meine technischen oder organisatorischen Probleme von der Seele reden musste. Sie hat auch dafür gesorgt, mir durch Freispielen von familiären Verpflichtungen die Zeit zu geben, welche für das Sammeln von Daten und deren anschließende Dokumentation nötig war. Die intensive Arbeit meiner beiden älteren Kinder an deren Diplomarbeit hat mich ebenso inspiriert und angespornt bei der Bewältigung zahlreicher, immer wieder aus dem Nichts auftauchender Probleme.

Gewidmet meiner Familie!

Inhaltsverzeichnis

1	Modellbildung und ihre Bedeutung für den Ingenieurholzbau	1
1.1	Einleitung	1
1.2	Zielsetzung der Arbeit	2
1.3	Modellbildung im Bauwesen	3
1.3.1	Bindeglied zwischen Theorie und realer Baustruktur	4
1.3.2	Modellbildung und Nachweisführung	5
1.4	Modellbildung und Statik-Software	6
1.4.1	Transparenz der zugrundeliegenden Theorien	7
1.4.2	Spannungsfeld zwischen Treffsicherheit und Effizienz	7
1.4.3	Umgang mit Statik-Software in der Baupraxis	8
1.5	Modellbildung im Zuge der experimentellen Befundung	10
1.5.1	Visuelle Begutachtung der Oberfläche	11
1.5.2	Einsatz von Punktmessverfahren	13
1.5.3	Einsatz von Flächenmessverfahren	15
1.5.4	Analyse von Versagensformen im Inneren von Bauteilen	16
1.6	Wissenschaftliche Ergebnisse	17
1.6.1	Thema 1: Stiff förmige Verbindungsmittel	17
1.6.2	Thema 2: Trag- und Bruchverhalten von Brettsperrholzplatten	19
1.6.3	Beiträge des Verfassers	21
1.6.4	Allgemeine Erkenntnisse	21
1.7	Bedarf an weiterführender Forschung	22
1.7.1	Fortsetzung der aktuellen Forschungsschwerpunkte	22
1.7.2	Modellbildung als Entwicklungspotential für den EC 5	25
1.7.2.1	Verfügbarkeit von Werkstoffkennlinien	25
1.7.2.2	Verfügbarkeit von Bruch- bzw. Versagenshypothesen	26
1.7.2.3	Materialmodelle entkoppelt von baustatischer Modellbildung	26

1.7.2.4	Transparenz bei der Verwendung bruchmechanischer Ansätze	27
1.7.2.5	Plastizität im Rahmen der Stabtheorie	27
1.7.2.6	Probabilistik im Rahmen der Stabtheorie	28
1.7.2.7	Traglastsätze ohne Kompatibilitätsbedingungen	28
1.8	Veränderbarkeit historisch gewachsener Strukturen	29
1.8.1	Heterogene Interessensgruppen	29
1.8.2	Wandel des klassischen Forschungsverständnisses	30
1.8.3	Umsetzung in Regelwerken	32
1.9	Zusammenfassung	33
Anhang A: Grundlagen zu flächenhaften Deformationsmessverfahren auf Basis von digital image correlation (DIC)		37
A.1	Begriffe, Definitionen und Systemparameter	37
A.2	Prinzipielle Funktionsweise	46
A.3	Konfigurations- und Anwendungsmöglichkeiten	48
A.4	Anbieter am Markt	49
A.5	Hinweise zur praktischen Durchführung	49
2	Stiftförmige Verbindungsmittel im EC5 und baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Statiksoftware	59
2.1	Einleitung	60
2.2	Normative Randbedingungen	64
2.2.1	Prinzipien der Nachweisführung	64
2.2.2	Bemessungsregeln für stiftförmige Verbindungsmittel	64
2.3	Baustatische Modellbildung	68
2.3.1	Einfluss der Software-Architektur	69
2.3.2	Aufbau des Stabmodells	70
2.3.3	Mindestfunktionalität der Software	76
2.3.4	Erweiterung der Software-Funktionalität	79
2.4	Beispiel mit Ergebnissen	82
2.4.1	Abmessungen, Materialspezifikationen	82
2.4.2	Verformungen	83
2.4.3	Schnittgrößen	83
2.4.4	LVK für die gesamte Verbindung	86
2.4.5	Elastische Grenzlast	86
2.4.6	Spaltkräfte	87

2.5 Vereinfachung durch Systematisierung	88
2.6 Zusammenfassung	89
3 Cross-laminated timber plates subjected to concentrated loading – experimental identification of failure mechanisms	93
3.1 Introduction	94
3.2 Experiments	95
3.2.1 Specimens	95
3.2.2 Test set-up	97
3.2.3 Measuring devices	97
3.2.4 Documentation of crack formation	99
3.3 Results and discussion	100
3.3.1 Warping of cross-sections	109
3.3.2 Feedback from measurement systems	110
3.4 Conclusions	111
Appendix	115
4 Influence of wooden board strength class on the performance of cross laminated timber plates investigated by means of full-field deformation measurements	117
4.1 Introduction	118
4.1.1 Literature review	119
4.1.2 Content of this paper	120
4.2 Experiments	120
4.2.1 Specimens	120
4.2.2 Measuring devices	123
4.3 Results and discussion	125
4.3.1 Global system response	125
4.3.2 Assessment of failure modes by means of DIC measurements	128
4.3.2.1 Identification of failure by means of DIC results	128
4.3.2.2 Link between DIC results and load-displacement curves	131
4.3.3 Visual crack assessment of the loaded CLT side	137
4.4 Conclusions	137
4.5 Acknowledgements	139
Eigene Publikationen und Konferenzbeiträge	145
Lebenslauf	147

Kapitel 1

Modellbildung und ihre Bedeutung für den Ingenieurholzbau

1.1 Einleitung

Sowohl der Rückblick auf die enorme Entwicklung des Ingenieurholzbaues im letzten Jahrhundert als auch die Analyse von Schadensfällen im Zuge dieses Prozesses lassen erkennen, dass der Aufschwung primär dem engagierten Ausbau von Produktionskapazitäten zu verdanken ist und die Wissensbasis in Form von Materialmodellen und Ingenieurmethoden, wie sie im täglichen Bemessungsprozess bei der Entscheidungsfindung für konkrete Bauaufgaben benötigt würde, noch nicht die nötige Tiefe erreicht hat.

Der Entwurf und die Bemessung von Holztragwerken sind analog zu anderen marktführenden Baustoffen wie Beton, Stahl oder Aluminium in eigenständigen Eurocodes geregelt. Die uneingeschränkte Anwendbarkeit des Eurocode 5 (EC 5), gültig für Holz und Holzwerkstoffe, ist jedoch für beliebige Bauaufgaben noch immer nicht gegeben. Dies führt allerdings bei Bauingenieuren und Tragwerksplanern zu Unbehagen bzw. Unsicherheit im Umgang mit diversen Problemstellungen.

Ziel dieser Arbeit ist, den Prozess der Grundlagenforschung als Voraussetzung für darauf aufbauende angewandte Forschung zu analysieren und hinsichtlich Vernetzung von wechselseitigen Abhängigkeiten zu beleuchten. Im Rahmen von drei Publikationen wird exemplarisch auf zwei konkrete, drängende Problemzonen der aktuellen Holzbaubemessung eingegangen: Hierzu gehören sowohl die Bemessung stiftförmiger Verbindungsmittel als auch das tatsächliche Tragverhalten von Brettsperrholzplatten. In der ersten Arbeit wird die zur Zeit unzureichende baustatische Modellierungstiefe der im EC 5 verankerten Theorie von Johansen aus dem Jahre 1949 analysiert und eine Problemlösung in Form zwar vereinfachter, jedoch leistungsfähiger baustatischer Modellbildung unter Nutzung verfügbarer Statik-Software vorgestellt. Der Schwerpunkt der zweiten und dritten Arbeit liegt auf der Auswertung experimenteller Befunde

von Versuchen an Brettsperrholzplatten unter konzentrierter Belastung. Der Fokus der Interpretation dieser Ergebnisse ist speziell auf die baustatische Modellierung gerichtet und dient somit als Basis für die künftige Entwicklung von numerischen Werkzeugen zur zuverlässigen Prognose der Tragfähigkeit derartiger Bauelemente.

Aufbauend auf die dabei gewonnenen Erfahrungen wird abschließend die Bedeutung der baustatischen Modellbildung im Kontext der bestehenden Fassung des EC 5 an Hand weiterer Problemzonen aufgezeigt und das damit verbundene Potential für die künftige Branchenentwicklung des Holzbaus herausgearbeitet.

Durch die Verlagerung der nationalen Normungstätigkeit auf die Europäische Ebene sind substantielle Fortschritte im EC 5 nicht mehr kurzfristig, sondern immer erst in Abständen von 10 bis 15 Jahren zu erwarten. Diese Zeithorizonte liegen im Widerspruch zu den immer kurzfristiger werdenden Anforderungen des Marktes. Die Bedeutung einer zuverlässigen und strukturierten baustatischen Modellbildung als einziger Ausweg aus der aktuell unbefriedigenden Situation wird dadurch nur noch unterstrichen. Naheliegend und zugleich unverzichtbar sind dabei auch die Einbindung und Nutzung von Software-Werkzeugen, wie sie ohnehin von vielen Ingenieuren im Umgang mit anderen Baumaterialien wie Stahl oder Beton bereits verwendet werden.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Die Vielzahl an leidvollen Erfahrungen aus meiner langjährigen Berufstätigkeit sowohl im Umgang mit verschiedenen Generationen von Holzbau-Bemessungsnormen als auch komplexen Bauaufgaben haben mich bewogen, die wissenschaftliche Aufarbeitung bestehender Defizite im Zuge der traditionellen Bemessung von Holzkonstruktionen zum Thema meiner Dissertation zu machen.

Der Fokus meiner Forschungstätigkeit mit ersten, in dieser Arbeit bereits präsentierten Ergebnissen war und ist auf folgende Zielsetzungen gerichtet:

- Förderung der Bewusstseinsbildung in der Holzbau-Community hinsichtlich korrekter Fragestellungen, Schlüssigkeit von Nachweiskonzepten unter Integration von aktuell und künftig verfügbaren Werkzeugen im Rahmen von Ausbildung und Vortragstätigkeit. Gerade das oftmals unzureichend entwickelte Verständnis für eine geeignete baustatische Modellbildung auch jenseits der Elastizitätsgrenze hat sowohl bei in der Praxis tätigen Ingenieuren als auch bei Forschungsinstitutionen zu Komplikationen im Umgang mit noch offenen Fragestellungen des EC 5 führt.
- Ingenieurgerechte Aufbereitung komplexer wissenschaftlicher Lösungsvorschläge ohne substantieller Einschränkung des ursprünglich vorausgesetzten Gültigkeitsbereiches bzw. der Vielfältigkeit des daraus ableitbaren Anwendungsspektrums.
- Erweiterung des derzeit normativ nur unzureichend unterstützten Bauspektrums auf die Markterfordernisse in ganz Europa durch Entwicklung von softwarebasierten Werkzeugen zur benutzerfreundlichen Bewältigung von aktuellen Aufgabenstellungen im Ingenieurholzbau auch jenseits des bisherigen Erfahrungsbereiches betreffend Bauteilgröße,

Beanspruchungsart und Spannweite. Die Unterstützung von Software-Herstellern mit fachlichem Background im Zuge der Implementierung von neuen Modulen ist eine wesentliche und unverzichtbare Voraussetzung zum Gelingen dieses Wissenstransfers.

- Erarbeitung von Konzepten bzw. Vorschlägen als Bausteine zur Verwendung sowohl im laufenden Ausbildungsprozess als auch für künftige Normengenerationen. Dabei ist auf eine Harmonisierung von Begriffen, Bezeichnungen und Ingenieurmethoden Wert zu legen, um materialspezifische Umstiegsbarrieren im Zuge der Bemessung verschiedenen Baumaterialien zu minimieren.

Zielsetzung der **ersten Publikation** [11] war demnach ein exemplarisches Aufzeigen von Anwendungsgrenzen der aktuell im EC 5 verankerten Bemessungsgrundlagen für stiftförmige Verbindungsmittel. Um diese Defizite zu beheben wurde eine praktikable Lösungsmöglichkeit in Form geschickter baustatischer Modellbildung unter Nutzung weit verbreiteter Statik-Software vorgestellt.

Im Gegensatz dazu beschäftigt sich die **zweite Publikation** [12] mit der Auswertung von Bauteilversuchen zur Validierung von bereits existierenden höherwertigeren Modellbildungsansätzen für eine realistischere Prognose des Tragverhaltens von Brettsperrholzplatten. Die unerwartet nichtlineare und quasi-duktilen Systemantwort war der Anstoß zu einer umfassenderen Untersuchung des Bruchverhaltens in Anlehnung an die bereits bewährte Praxis bei Traglastversuchen im Massivbau.

Aufbauend auf den Erkenntnissen der ersten Versuchsserie mit quadratischen, allseits gelenkig gelagerten Brettsperrholzplatten unter konzentrierter Belastung in Plattenmitte wurde eine zweite Versuchsserie mit effizienterer Messtechnik (Flächen- anstatt konventioneller Punktmessverfahren) und Variation der Festigkeitsklassen des Rohmaterials durchgeführt. Inhalt der **dritten Publikation** [13] war erneut die Analyse und Auswertung des Trag- bzw. Bruchverhaltens von Brettsperrholzplatten unter dem Blickwinkel einer geeigneten baustatischen Modellbildung.

1.3 Modellbildung im Bauwesen

Modellbildung ist grundsätzlich vergleichbar mit der Problematik der Abstraktion d. h. der Kunst des Weglassens ohne Verlust der spezifischen Charakteristik eines Baustoffes bzw. einer Tragwerksstruktur. Der Grad der zulässigen Unschärfe der Ergebnisse ist sowohl von der Aufgabenstellung an sich als auch von der Unschärfe der Eingangsparameter abhängig. In Ausnahmefällen sind u. U. dennoch Grenzwertbetrachtungen für eine endgültige Entscheidungsfindung unverzichtbar.

Die Grundaufgabe von Bauingenieuren besteht darin, die Gebrauchstauglichkeit und die Tragbarkeit von bereits bestehenden sowie noch zu planenden künftigen Baustrukturen zu analysieren, nachzuweisen und durch geeignete Maßnahmen sicherzustellen. Grundlagen dafür bilden einerseits experimentelle Befunde an Bauteilen oder Materialproben auf unterschiedlichen Längenskalen und andererseits wissenschaftliche Theorien als Abstraktion von Kausalität zwischen zusammengehörigen Phänomenen. Diese werden zumeist erst im Kontext zur Materi-

altechnologie verständlich und in Form unterschiedlich komplexer mathematischer Modellbeschreibungen ausformuliert.

Inwiefern bei der Lösungsfindung nur indikative statistische Modellbildung in Form von Regressionsanalysen oder hauptsächlich mechanische Formulierungen zum Zuge kommen, entscheidet die Vorgabe hinsichtlich späterer baupraktischer Verwertbarkeit der Ergebnisse.

Nachdem derartige mechanische Modellbildungsansätze z. B. in Form von Differentialgleichungssystemen jedoch nicht unmittelbar auf praktische Bauaufgaben anwendbar sind, bedarf es eines zweiten Schrittes, nämlich der Aufbereitung dieser Theorien in leistungsfähige und benutzerfreundliche Algorithmen. Dies stellt die Kernaufgabe der Baustatik dar.

Angesichts der zunehmenden Unterstützung sowohl von Seiten der Mechanik in Form theoretischer Modellansätze zur Baustoffcharakterisierung als auch durch leistungsfähige Werkzeuge zur Strukturanalyse, wie Statik-Software, entwickelt sich die Modellbildung (mechanisch wie baustatisch) zu einer Kernkompetenz und Hauptleistung von in der Praxis tätigen Bauingenieuren. Die Modellierungstiefe fällt in Abhängigkeit der benötigten Entscheidungs- und Abstraktionstiefe u.U. sehr unterschiedlich aus. Diese differenzierte Betrachtungsweise sollte jedoch auch schon in die Konzeption und Durchführung experimenteller Befunde integriert werden, damit die gewonnenen Ergebnisse später für eine umfassende Validierung bereits entwickelter theoretischer Modelle zur Prognose mechanischen Tragverhaltens verwendet werden können.

Der Vollständigkeit halber sei angemerkt, dass die Subsumierung mit dem sehr häufig strazierten Begriff *Baustatik* natürlich auch baulynamische Betrachtungsweisen und Aufgabenstellungen inkludiert.

1.3.1 Bindeglied zwischen Theorie und realer Baustruktur

Meine langjährige Erfahrung als Leiter eines Konstruktionsbüros hat bestätigt, dass die Auswahl von geeigneten theoretischen Ansätzen zur Modellbildung bzw. Abstraktion realer Baustrukturen oftmals Schwierigkeiten bereitet. Bereits eine Formulierung der Aufgabenstellung mit den Begriffen bzw. Sprachelementen der mechanischen und baustatischen Modellbildung hat sich dabei oftmals als hilfreich bei der Entscheidungsfindung erwiesen. Zwecks besserer Vorbereitung auf Herausforderungen im späteren Berufsleben sollte daher im Studienplan für Bauingenieure der Modellbildung als ordnendes und materialübergreifendes Element eine wesentlich größere Bedeutung zugemessen werden als dies aktuell der Fall ist und folgende Aspekte umfassen:

- **Modellierungstiefe in Abhängigkeit der Aufgabenstellung:**

Die benötigte Ergebnis- und Modellierungstiefe ist immer auf die jeweilige Aufgabenstellung abzustimmen. Jeweils unterschiedliche Betrachtungsweisen und Modellierungsstrategien werden benötigt, ob für lokale Bauteilbemessungen, globale Gleichgewichtsbetrachtungen oder den Ansatz korrekter Steifigkeitsverhältnisse an u.U. nochmals vereinfachten baustatischen Modellen zur Erfassung baulynamischer Effekte.

- **Kenntnis effizienter Rechenverfahren:**

Die Kenntnis über effiziente Algorithmen inklusive deren Leistungsgrenzen stellt eine wichtige Grundlage bei der Auswahl geeigneter Statik-Software dar.

- **Einsatz alternativer Modellbildungsstrategien:**

Die Erfahrung im Umgang mit alternativem Einsatz von unterschiedlichen Modellierungsbausteinen wie Stäben, Flächen, Volumen, Koppellementen, Federn, etc. für ein und dieselbe Aufgabenstellung und der Vergleich der damit erzielbaren Ergebnisse sind hilfreich bei späteren Entscheidungen über die Angemessenheit und Zulässigkeit von getroffenen Vereinfachungen.

1.3.2 Modellbildung und Nachweisführung

Die Strategie für eine konkreten Nachweisführung kann situationsbezogen durchaus unterschiedlich strukturiert sein:

- **Komponentenstatik:**

Von Komponentenstatik wird gesprochen, wenn einzelne Bauteile oder meist ebene Teiltragwerke aus der Gesamtstruktur herausgelöst werden können mit eindeutig definierbaren Schnittstellen ohne spezieller Wechselbeziehung zur Gesamtstruktur.

Typisches Beispiel dafür ist eine statisch bestimmt gelagerte Brettsperrholzplatte, welche klar definierte Auflagerkräfte an das Gesamtsystem abgibt und deshalb in ihrer weiteren internen Strukturbemessung als isolierter Bauteil gesehen werden kann.

- **Räumliche Modellbildung:**

Von Struktur- bzw. Bauteilnachweisen im Rahmen einer meist räumlichen Systemstatik muss gesprochen werden, wenn Trag- bzw. Verformungsverhalten einzelner Bauteilgruppen nicht vom gesamten Strukturverhalten entkoppelbar sind.

Typische Beispiele dafür sind Holztragwerke mit z. B. stiftförmigen Verbindungsmittelgruppen, deren Nachgiebigkeit die Schnittgrößenverteilung oder auch die Stabilitätsgefährdung von Einzelkomponenten bzw. der Gesamtstruktur wesentlich mitbeeinflusst.

- **Modellbildung auf unterschiedlichen Längenskalen:**

Für die strategische Produktentwicklung mit Fokus auf baupraktische Eignung hat sich die Modellbildung auf Materialebene in unterschiedlichen, oftmals auch wesentlich kleineren Längenskalen als die tatsächliche Bauteilabmessung bewährt.

Ein typisches Beispiel dafür ist das Tragverhalten unter Rollschubbeanspruchung, welches erst auf der Ebene der zylindrischen Orthotropie des Werkstoffes Holz wirklich verstanden werden kann. Die dafür maßgeblichen Werkstoffkennwerte sind neben der Schubsteifigkeit speziell der Frühholzschichten vor allem die Steifigkeiten und Bruchfestigkeiten in radialer und tangentialer Richtung der Jahrringe. Erst auf dieser Grundlage kann mittels numerischer Modellbildung die tatsächliche Strukturantwort auf der Ebene des Einzelbrettes beschrieben werden, welche im Zuge eines weiteren Homogenisierungsschrittes als nunmehr abstrakter Rechenkennwerten für den Strukturnachweise einer mehrschichtigen, dickwandigen Brettsperrholzplatte in Rechnung gestellt werden kann.

1.4 Modellbildung und Statik-Software

Das Angebot an Software zur mechanischen Strukturanalyse lässt sich grob in zwei Gruppen unterteilen: Während bei **wissenschaftlicher Software** die Leistungsfähigkeit und Universalität des Rechenkerns und dessen Erweiterbarkeit um benutzerspezifische Routinen durch entsprechende Schnittstellen im Vordergrund steht, liegt der Fokus bei **kommerzieller Software** mehr auf Benutzerfreundlichkeit, Effizienz in Anwendung bzw. Rechenzeit und auf niedriger Einstiegsbarriere ohne spezielle Vorbildung im Umgang mit Software oder theoretischem Fachwissen.

Jüngste Entwicklungen z. B. in der Statiksoftware von Dlubal haben aber gezeigt, dass die Distanz zwischen diesen beiden Gruppen zunehmend kleiner geworden ist. Dieser Umstand lässt sich an folgenden Merkmalen quantifizieren:

- **Integration von Nichtlinearitäten:**

Durch die Integration von Funktionalitäten zur Modellierung von auch nichtlinearem Material- und Systemverhalten in kommerzielle Statik-Software können Baustrukturen realistischer und auch wirtschaftlicher bemessen und ausgeführt werden.

- **Vergrößerung der Elementbibliothek:**

Die Implementierung unterschiedlichster Typen von Balken- und Plattenelementen eröffnet die Möglichkeit, komplexe Modellierungsaufgaben prozesssicherer zu bewältigen bzw. unterschiedliche Materialmodelle benutzerfreundlich anzuwenden.

- **Appell an die Fachkompetenz des Anwenders:**

In den Entwicklungsplänen kommerzieller Software-Hersteller finden sich immer mehr Ansätze, z.B. via Formeleditoren auch direkt auf Systemgrundgrößen oder Systemergebnisse mit Hilfe von benutzerspezifischen Skripts zuzugreifen. Damit würden sich kurzfristig – unabhängig vom Hersteller – Möglichkeiten eröffnen, z. B. auch eigene Interaktionsbedingungen zwischen Schnittgrößen oder Spannungskomponenten zu formulieren und die Ergebnisse in Form von Konturplots innerhalb derselben Software graphisch darzustellen.

Mit der Erweiterung der bestehenden Softwarelösungen um oben erwähnte Funktionalitäten eröffnen sich viele neue Möglichkeiten der Modellierungstiefe, die im Vergleich mit traditionellen Vorgangsweisen jedoch erst erprobt und hinsichtlich Effizienz evaluiert werden müssen. Zur Kontrolle speziell für nichtlineare Aufgabenstellungen ist ein Vergleich mit Ergebnissen, welche mit Hilfe einer unabhängigen Software gewonnen wurden, unverzichtbar. In der vorliegenden Arbeit wurden daher im Zuge der Modellbildung für stiftförmige Verbindungsmittel [11] unterschiedliche Modellierungsstrategien durchgeführt und hinsichtlich Zuverlässigkeit der Ergebnisse und Ökonomie des Berechnungsaufwandes verglichen.

Eine zwischenzeitlich begründete und gelebte Kooperation des Institutes für Mechanik der Werkstoffe und Strukturen an der Technischen Universität Wien mit dem Softwarehaus Dlubal [15] ist Ausdruck der Erkenntnis, dass substantielle Verbesserungen bzw. dringend nötige Erweiterungen nur in enger und direkter Zusammenarbeit umgesetzt werden können.

1.4.1 Transparenz der zugrundeliegenden Theorien

Von zuverlässiger Modellbildung mittels Software kann nur gesprochen werden, wenn auch das ”Innenleben” der verwendeten Komponenten (mechanische Theorien, Algorithmen) beurteilt werden kann. In Analogie zum Beipackzettel für Medikamente hinsichtlich Wirkung sowie unerwünschter Nebenwirkungen muss der in Statik-Software hinterlegte mechanische Hintergrund ebenso transparent dargelegt und nachvollziehbar sein. Dieses Erfordernis gilt u. U. auch für verwendete Algorithmen, insbesondere dann, wenn der Berechnungsprozess durch Steuerparameter vom Benutzer mit beeinflussbar ist. Dabei ist es unerheblich, ob diese Dokumentation im Benutzerhandbuch selbst oder in frei zugänglicher Fachliteratur zu finden ist.

Speziell Inselsoftwarelösungen auf Basis der Komponentenbemessung leiden oftmals an der nötigen Transparenz bezüglich der hinterlegten mechanischen und baustatischen Modellierungstiefe. Vielversprechende Zusagen wie ”normenkonforme Nachweisführung” entpuppen sich oftmals als reine Formelsammlung von in Bemessungsnormen enthaltenen Rezepturen ohne Hinweis auf noch fehlende Elemente der Nachweiskette.

1.4.2 Spannungsfeld zwischen Treffsicherheit und Effizienz

Die Entscheidung hinsichtlich Art und Tiefe der Modellbildung wird von folgenden Faktoren beeinflusst:

- **Handrechnung versus softwaregestützter Nachweisführung:**
Leider existiert immer noch die Polarisierung zwischen dem traditionellen Nachweis per Hand mittels Taschenrechner oder graphischen Verfahren und der softwaregestützten Nachweisführung. Die eigene Erfahrung in der Praxis hat gezeigt, dass der unterschiedliche Abstraktionsgrad beider Bearbeitungsmethoden sich positiv auf die wechselseitige Kontrolle von Ergebnissen auswirkt.
Angesichts üblicher Randbedingungen hinsichtlich Zeitbudget und Optimierungsbedarf bleibt der Anwendungsbereich der Handrechnung auf die Phase des ersten Entwurfes oder die Plausibilitätskontrolle im Anschluss von FEM-Berechnungen beschränkt.
- **Systemstatik ergänzt durch Komponentenstatik:**
Manche Statik-Software liefert nur Schnittgrößen und Systemverformungen. Für die Nachweisführung auf Bauteilebene bzw. zum Detailnachweis von Verbindungsmitteln müssen zusätzliche Programme aus dem Bereich der Komponentenstatik benutzt werden. Angesichts vieler Lastfallkombinationen ist der manuelle Datentransfer zwischen den Softwarepaketen meist sehr aufwendig und mit Prozessunsicherheit behaftet.
- **Superposition von Teilergebnissen unterschiedlicher Modelle:**
Manchmal führt die Inkompatibilität unterschiedlicher Modellierungsstrategien zu Konflikten bei der Superposition von Teilergebnissen. Dies ist z. B. aktuell der Fall bei Brettsperrholz in der Doppelfunktion als Scheibe (Vereinfachung mittels Stabstruktur) und Platte (Flächenelemente gemäß Laminattheorie). In bemessungsentscheidenden Situationen bleibt dann nur mehr eine gesamtheitliche Betrachtungsweise mit nur einem baustatischen Modell und u. U. noch aufwendigerer Modellierungstiefe.

- **Grenzen durch Hard- und Software:**

In Abhängigkeit der Leistungsfähigkeit der Hardware oder Bestückung der Elementbibliothek und kann die Art der Nachweisführung erheblich eingeschränkt sein. Das Arbeiten mit resultierenden Schnittgrößen zwecks Vereinfachung im Gegensatz zur Berechnung mit aufwendigen Volumenmodellen ist u. U. erforderlich, wenn eine nichtlineare Strukturantwort benötigt wird, jedoch weder entsprechende nichtlineare Materialmodelle noch die für eine erhöhte Modellierungstiefe erforderliche Rechnerkapazität zur Verfügung stehen.

Mit bereits homogenisierten Werkstoffkenngrößen und einer räumlicher Modellbildung mittels Volumenelementen lässt sich das lokale Verformungsfeld bereits meist zutreffend beschreiben. Realitätsnahe Spannungen sind allerdings erst unmittelbar ablesbar, wenn auch eine Materialmodellierung z. B. unter Berücksichtigung des Faserverlaufes um Äste herum oder von Fehlstellen im Zuge der Herstellung realisierbar ist.

1.4.3 Umgang mit Statik-Software in der Baupraxis

Mit fortschreitender Komplexität der Modellbildung, ausgelöst durch unregelmäßige Geometrie, vielfältige Nutzungsprofile oder die Verwendung intelligenter Baustoffe, ist der Einsatz von Statik-Software heute unverzichtbar geworden. Für den Benutzer bleibt es – bei oberflächlicher Betrachtungsweise – unerheblich, ob im Hintergrund fertige Formelwerke abgearbeitet oder eine, auf flexible Eingabeparameter adaptierbare Systemberechnung abläuft.

Dennoch sind berufsgruppenspezifische Vorlieben für unterschiedliche Softwarestrukturen zu beobachten:

- **Komponentenstatik mittels Inselsoftwarelösungen:**

Handwerksvertreter bevorzugen Inselprogramme, konzipiert für übersichtlich abgrenzbare bzw. vordefinierte Problemstellungen, Baustrukturen und Verbindungsmittelsysteme. Die Konzeption des baustatischen Modells wird dabei dem Benutzer gänzlich abgenommen. Sollte die eigene Aufgabenstellung nicht einem Funktionsprofil aus der Softwarebibliothek entsprechen, ist der Benutzer entweder gezwungen, ein weiteres dafür geeignetes Modul zu erwerben oder die eigene Aufgabenstellung dem Funktionsprofil seiner Software anzupassen. Angesichts der meist fehlenden Ausbildung (siehe Ausbildungscurriculum für Zimmermeister) über angemessene bzw. geeignete baustatischen Modellbildung wird diese Einschränkung der eigenen Handlungsfreiheit meist auch gar nicht als Problem wahrgenommen. Der Benutzer ist zudem gezwungen, den Ergebnissen blind zu vertrauen, da in den meisten Fällen der zugrunde gelegte mechanische Hintergrund in den Programmbeschreibungen kaum beschrieben und damit ohnehin nicht nachvollziehbar ist. Wer schlussendlich im Schadensfall für Fehlleistungen verantwortlich zeichnet, bleibt Aufgabe von Gerichten, unterstützt von hoffentlich besser ausgebildeten Gutachtern.

- **Systemsoftware für Experten:**

Für Bauingenieure ist jedoch angesichts der Vielfältigkeit an Aufgabenstellungen die Verwendung eines allgemein anwendbaren Systemprogramms unverzichtbar. In der Regel

kommen mehrere unterschiedliche Baustoffe bei einem Gesamtbauwerk zum Einsatz. Gefahr für die Prozesssicherheit bzw. Einschränkungen hinsichtlich effizienter Optimierung besteht, wenn geometrisch komplexe und unregelmäßig belastete Tragwerke auf ebene Teilsysteme reduziert und sequenziell abgearbeitet werden. Projektspezifisch intelligente baustatische Modellbildung erweist sich für diese Berufsgruppe als wesentlicher Bestandteil deren Leistung. Voraussetzung dafür ist allerdings die Verfügbarkeit entsprechender Materialkennwerte in Literatur bzw. Bemessungsnormen.

Im Rahmen der Ingenieurausbildung ist die Anwendung kommerzieller Statik-Software in Basisvorlesungen nur punktuell enthalten. Erst in Vertiefungsvorlesungen werden das Wesen und der theoretische Hintergrund der Finite-Elemente-Methode vermittelt und exemplarisch an fiktiven Sonderfällen praktisch demonstriert. Der Aspekt des verantwortungsbewussten und kritischen Umgangs mit kommerziell verfügbarer Statik-Software ist leider noch selten umfassend in die universitäre Ausbildung integriert. Die Notwendigkeit dafür wäre jedoch angesichts vielfältiger Problemstellungen durchaus zu rechtfertigen:

- **Fehlererkennung in Statik-Software:**

Kurze Produktentwicklungszyklen erfordern oftmals eine Freigabe von Software-Versionen in dem Bewusstsein, dass in der vorangegangenen Testphase noch nicht alle Unstimmigkeiten bereinigt werden konnten. Die Fülle an laufend eintreffenden neuen Updates bestätigt diese Tatsache. Das rechtzeitige Erkennen von möglicherweise fehlerhaften Ergebnissen, deren Beschreibung und Feedback an den Software-Hersteller sollte jedoch nicht erst in der Praxis gelehrt und trainiert werden. Nur durch konsequentes Feedback an Software-Hersteller bzw. enge Kooperation mit diesen ist es möglich, bestehende Defizite aufzuzeigen und notwendige Entwicklungen zu forcieren bzw. zu unterstützen.

Die interne Software-Prüfung vor Auslieferung beschränkt sich zumeist auf die Eliminierung von Fehlern im Benutzerinterface. Für eine Prüfung der zugehörigen Mechanik fehlen Software-Hersteller oftmals sowohl das dafür nötige Fachpersonal als auch geeignete Testbeispiele.

- **Divergenz von Programmbeschreibung und tatsächlicher Funktionalität:**

Manchmal ist ein im Benutzerhandbuch in Aussicht gestellter Leistungsumfang spezieller Features nur teilweise abrufbar. Wenn dann das Studium der Beschreibungen der zu Grunde gelegten theoretischen Modelle und Annahmen wegen mangelhafter Dokumentation ebenfalls nicht zum Erfolg führt, bleibt nur mehr die Möglichkeit, durch Berechnung speziell konfigurierter Beispiele mit eindeutig definiertem Ergebnis den tatsächlichen Funktionsumfang abzugrenzen. Dies erfordert allerdings eine fundierte Kenntnis der theoretischen Grundlagen der Ingenieurmechanik.

Wenn also bereits bestehende Werkzeuge in Form von mittlerweile sehr leistungsfähiger Statik-Software für das Bauwesen effizient zum Einsatz kommen sollen, ist neben der Fortsetzung der Entwicklung numerisch noch effizienterer Algorithmen auch die baustatische Modellbildung als zentraler Bestandteil in die Lehre zu integrieren. Die bei der Erstellung von Bemessungsnormen unerschwinglich immer wieder postulierte Möglichkeit der Handrechnung bedeutet im Klartext stets Einschränkungen der Modellierungstiefe und sollte daher zumindest in der nächsten Generation des EC 5 endgültig fallen gelassen werden.

1.5 Modellbildung im Zuge der experimentellen Befundung

Das Wissen um die Vielfältigkeit der baustatischen Modellbildung ist nicht nur im Zuge der Nachweisführung, sondern auch bereits bei der Planung, Durchführung und Interpretation von experimentellen Befundungen hilfreich.

Grundsätzlich kann der Bedarf nach experimenteller Befundung aus unterschiedlichen Bedürfnissen entstehen:

- Zur ersten Tuchföhlung mit einer noch unbekanntem Themenstellung zwecks Konzeption eines Arbeitsplanes bzw. Priorisierung für nachfolgende umfassende Forschungsaktivitäten.
- Zur Validierung von bestehenden theoretischen Modellen.

Beide Situationen können jedoch auch gleichzeitig auftreten, wenn z. B. bereits bestehende Theorien – bisher begründet nur auf elastische Verhältnisse oder Traglastzustände ohne Rissbildung – nochmals grundsätzlich überarbeitet und auf ihre Erweiterbarkeit geprüft werden müssen.

Wie aus den Erkenntnissen der vorangegangenen Abschnitte ablesbar, ist in jedem Fall schon zu Beginn aller Überlegungen die spätere Verwertbarkeit erzielbarer Ergebnisse im Kontext mechanischer und baustatischer Modellbildung im Auge zu behalten.

In Abhängigkeit von der Aufgabenstellung bzw. den zu erwartenden Ergebnissen und der dadurch bedingten Modellierungstiefe werden auch unterschiedliche Ansprüche an die Art und den Umfang von Messergebnissen gestellt. Soll z. B. eine Baugruppe (Schubwand in Rahmenbauweise, Fachwerk als Unterzug, CLT-Platte als flächige Auswechslung für eine Säule, ...) im einfachsten Fall durch ein Federelement mit u. U. nichtlinearer Kennlinie ersetzt werden, so genügt ein Traglastversuch zur Ermittlung einer Kraft-Verschiebungslinie. Entspricht die Spezifikation der Versuchskonfiguration exakt der späteren baulichen Ausführung, ist die Aufgabenstellung damit vorerst erfolgreich abgeschlossen. Die Baurealität bestätigt jedoch oftmals die Notwendigkeit, derartige Unterkonstruktionen auch mit oft mehr oder weniger veränderten Randbedingungen hinsichtlich Geometrie, Belastung oder Materialspezifikation ausführen zu müssen. In diesem Fall muss also mehr über das Tragverhalten der Stützkonstruktion in Erfahrung gebracht werden. Für kurzfristige Entscheidungen kann sich natürlich die Durchführung mehrerer Bauteilversuche mit den aktuell benötigten Konfigurationen als zweckmäßig erweisen. Die Ergebnisse sind dabei dennoch meist überdimensionierte Baustrukturen, welche absolut ungeeignet sind, um für künftige Fragestellungen daraus strategische Entscheidungen abzuleiten.

Die Erarbeitung nachhaltiger Planungsgrundlagen erfordert demnach eine komplett andere Vorgehensweise:

- Entwurf eines möglichst allgemein anwendbaren Bemessungskonzeptes inklusive der dafür benötigten Modellierungstiefe: In diese Phase ist jedoch auch bereits auf die Leistungsfähigkeit später zur Verfügung stehender Werkzeuge wie Statik-Software Rücksicht zu nehmen. Sollten diese noch nicht existieren, ist deren optionale Parallelentwicklung ebenfalls mit in die Planung einzubeziehen.

- Konzeption einer Versuchskonfiguration zwecks Validierung des beabsichtigten Bemessungskonzeptes: Hierbei ist zu beachten, dass die erwarteten Versuchsergebnisse vollständig und möglichst direkt ablesbar bzw. ableitbar sind. Im Idealfall wäre die Versuchskonfiguration so auszulegen, dass sogar mehr Informationen aus der experimentellen Befundung gewonnen werden können, um vielleicht sogar auch die Tiefe des ursprünglich gewählten theoretischen Bemessungsmodelles nochmals hinterfragen zu können.

Das Bindeglied zwischen beiden Welten – Theorie und Versuchsdurchführung – ist und bleibt der Fokus auf die mechanische und baustatische Modellbildung als strukturierendes Prinzip. Nur so bleibt gewährleistet, dass die gewonnenen Ergebnisse auch vollständig sind und in der Folge zielorientiert anwendbar bleiben.

Der wesentliche Vorteil einer frühzeitigen Bewusstseinsbildung hinsichtlich gewünschter oder erzielbarer Modellbildung ist die Tatsache, dass u. U. mit Verfeinerung der Modellierungstiefe nicht mehr große Baustrukturen geprüft werden müssen, sondern die für die numerische Prognose benötigten Eingangsdaten oftmals aus wesentlich kostengünstigeren Kleinversuchen gewonnen werden können. Finales Ziel jeder theoretischen Modellbildung sollte es sein, die Eingangsdaten auf echte Materialparameter zu reduzieren und jegliche Effekte aus strukturellem Systemverhalten herauszufiltern, wie dies sehr deutlich bei der Bestimmung von Steifigkeit bzw. Festigkeit unter sogenannter Rollschubbeanspruchung senkrecht zur Faser von Einzelbrettern deutlich wird [12, 13].

An Hand nachfolgender Beispiele soll verdeutlicht werden, dass es nicht reicht, Beobachtungen nur festzustellen und zu dokumentieren, sondern parallel dazu bereits deren Auswirkung auf die spätere mechanische oder baustatische Modellbildung mit zu reflektieren. Je fundierter und umfangreicher die Erwartungshaltungen diesbezüglich bereits zu Beginn der Befundung ausgeprägt sind, umso mehr wird das Auge geschärft für experimentell beobachtbare Ausprägungen sein, die ohne diesem Vorwissen sonst unbeachtet geblieben wären. Selbstverständlich hat diese Vorahnung auch bereits positiven Einfluss auf die Auswahl geeigneter Belastungsaufbringung, Lagerungsart von Versuchsproben und prozesssicherer sowie kostengünstiger Messtechniken.

Wie in den folgenden Abschnitten dargestellt, kann die Methodik der Befundung in Abhängigkeit der verfügbaren Messmittelausstattung durchaus unterschiedlich ausfallen. Soweit möglich sind Messmethoden mit der höchsten Flächendichte an Informationen anzustreben. Die Erfassung bzw. Auswertbarkeit der zeitlichen Entwicklungsgeschichte ist wichtig, wenn die Charakterisierung der Brucherscheinungen auf unterschiedliche, temporär begrenzte Teiltragsysteme schließen lässt. Die nachstehende Darstellung und Diskussion unterschiedlicher Mess- bzw. Befundungsverfahren spiegelt einerseits deren zeitliche und praktische Abfolge im Prozess der Versuchsdurchführung als auch deren Effizienz im Hinblick auf die Gewinnung von Erkenntnissen wider.

1.5.1 Visuelle Begutachtung der Oberfläche

Nachdem oftmals hochbeanspruchte Zonen von belasteten Bauteilen in den Randzonen zu finden sind, kommt der Beobachtung von Veränderungen an der Oberfläche primäre Bedeutung zu. Diese Veränderungen können entweder mit freiem Auge oder traditionell mittels Fotografie

oder Video verfolgt und aufgezeichnet werden. Video-Kameras bieten zudem die Möglichkeit, bei Verfügbarkeit einer Tonspur auch ein akustisches Protokoll anzufertigen und durch Kopplung über die Zeit mit dem übrigen Versuchsgeschehen zu verknüpfen.

Im Zuge der bisherigen Durchführung der Versuche an Brettsperrholzplatten konnten folgende, für die baustatische Modellbildung relevante Phänomene nach dieser Methode erfasst werden:

- **Lokale Eindrückungen**

Lokale Eindrückungen z. B. in Folge von äußerer Lasteinleitung können in Abhängigkeit von der Belastungshöhe und der konstruktiven Ausbildung der Lastübertragungszone (weich mittels Neoprene-Zwischenplatten oder starr mittels scharfkantiger Stahlplatten) entweder als weiche Setzungsmulde oder als markante Stufenbildung (siehe Abb. 1.1) in Erscheinung treten. Die erste Ausprägung führt wegen der Verkleinerung der Plattendicke zu einer lokalen Reduktion der statischen Höhe, während im zweiten Fall zusätzlich die Biegetragfähigkeit in der Druckzone im Bereich abgetrennter, wegen Zugscherbruch ausgefallener Holzlängsfasern gravierend eingeschränkt wird. In Abhängigkeit der tatsächlichen Plattendicke kann die Entscheidung, ob diese Strukturveränderungen in der baustatischen Modellbildung beim Bemessungsprozess tatsächlich mitberücksichtigt werden muss, unterschiedlich ausfallen.



Abbildung 1.1: Lokale Eindrückungen mit Zugscherbruch der Längsfasern [13]
(Anmerkung: 3S-Platte, Haupttragrichtung vertikal)

- **Interface-Versagen infolge von Querzug**

Im Falle von Rollschubbruch quer zur Faser entlang von Lasteinleitungsplatten ist die seitliche Lastweiterleitung in der Decklage einer Brettsperrholzplatte unterbrochen und verlagert sich auf die erste Querlage darunter. Wegen der Verformungskompatibilität senkrecht zur Plattenebene kommt es deshalb zwischen unbelasteter Decklage und darunterliegender, nunmehr direkt belasteter und verformter Querlage zu Zugspannungen, die zu Interface-Versagen (siehe Abb. 1.2) und folglich auch zum Verlust des Schubverbundes zwischen den betroffenen Schichten führen können.

Mit klassischen Plattentheorien unter Vernachlässigung von Verformungen und Spannungen senkrecht zur Plattenebene sind derartige Zonen numerisch nicht zu lokalisieren und



Abbildung 1.2: Zerstörung des Schichtverbundes infolge Querzugversagen [13]
(Anmerkung: 3S-Platte, Haupttragrichtung vertikal)

sollten daher durch begleitende Kontrollrechnungen wie z.B. lokale Gleichgewichtsbeurteilungen im Auge behalten werden.

Ähnliche Verhältnisse liegen auch bei schlanken Wechselträgern aus Brettschichtholz vor, die konstruktionsbedingt durch weitgehend biegesteife oder exzentrische Anschlüsse von Nebenträgern Biegung quer zur Faser in der Plattenebenen der oftmals wandartigen Träger zusätzlich beansprucht werden. Das dadurch ausgelöste Biegequerzugversagen wurde in der Vergangenheit wegen fehlender Modellierungstiefe mitunter fälschlicherweise als Schubversagen des Wechselträgers interpretiert. Die Reduktion der Bemessungsfestigkeit für Schub war demnach die falsche Antwort auf tatsächlich vorliegende experimentelle Befunde an bereits ausgeführten Bauwerken.

- **Druckfaltenbildung**

Speziell bei ausgewählten Brettern mit hoher Zugfestigkeit ist es möglich, dass sich in Zonen hoher Druckbeanspruchung parallel zu den Holzfasern Druckfalten annähernd quer zur Belastungsrichtung (siehe Abb. 1.3) ausbilden, vergleichbar mit dem plastischen Verhalten von Beton in der Druckzone.

Dieses, entlang diskreter Linien auftretende lokale Faserknicken kann als quasi plastische Verformung interpretiert und in die baustatische Modellbildung in verschmierter Form integriert werden.

1.5.2 Einsatz von Punktmessverfahren

Sowohl induktive Wegaufnehmer (Linear Variable Differential Transformer, LVDT) als auch Dehnungsmessstreifen (DMS) stehen in unmittelbarem Kontakt zum Prüfkörper und sind daher gefährdet, bei Rissbildungen beschädigt und deshalb in ihrer weiteren Funktion beeinträchtigt



Abbildung 1.3: Druckfaltenbildung (rote Linien) in der Zone höchster Momentenbeanspruchung [13] (Anmerkung: 3S-Platte, Haupttragrichtung vertikal)

zu werden.



Abbildung 1.4: Punktmessverfahren:

(a) Induktive Wegaufnehmer in gefährdeter Position und

(b) DMS (gelbe Linien) mit Wirkungsweise quer zur Faser im Kontext zur zylindrischen Orthotropie.

Trotz großem Aufwand an Messgeräten und Arbeitsstunden bei einigermaßen dichter Applikation von Messpunkten bleibt die Effizienz der Auswertung von Stützpunktergebnissen ohne weitere Information über den Funktionsverlauf dazwischen begrenzt. Dennoch sollte auf diese Kategorie von Messmittel zur Kontrolle alternativ eingesetzter, effizienterer Messverfahren nicht verzichtet werden.

Lineare induktive Wegaufnehmer:

Induktive Wegaufnehmer liefern stets nur eine Verschiebungskomponente parallel zur Achse

des Messfühlers. Die Gefahr der Beschädigung während des Versuches durch lokales Abplatzen von Brettteilen (siehe Abb. 1.4a) ist hoch. An strategisch richtiger Stelle platziert sind deren Ergebnisse dennoch wertvoll für die Bestimmung von Last-Verschiebungsdiagrammen zur Charakterisierung des Tragverhaltens einer Gesamtstruktur oder auch zur Kontrolle der Wirksamkeit von Auflagerbedingungen.

Dehnungsmessstreifen:

In Anlehnung an ihre ursprüngliche Konzeption zum Einsatz auf Bauteiloberflächen mit sehr homogenen Werkstoffeigenschaften sollten DMS beim Einsatz auf Holzoberflächen möglichst in nicht rissgefährdeten Zonen ohne Wuchsunregelmäßigkeiten (= Clearwood) und in Übereinstimmung mit dem lokalen Werkstoff-Koordinatensystem appliziert werden. Auch die Bauart und Größe von Dehnungsmessstreifen ist derart zu wählen, dass lokale Unterschiede bedingt durch die natürliche Abfolge von Früh- und Spätholzschichten überbrückt und ausgeglichen werden.

Während bei Anordnung parallel zur Faser die Ergebnisse auch quantitativ verwendet werden können, sind die Ergebnisse senkrecht zur Faser in der Regel, bedingt durch die zylindrischen Orthotropie des Holzes mit unterschiedlicher Steifigkeit in radialer und tangentialer Richtung der Jahrringe nicht unmittelbar vergleichbar mit den Erwartungen basierend auf transversal orthotropen Materialmodellen. Die Verzerrungskomponenten sind von der globalen Richtung der Applikation an der Plattenoberfläche in das Koordinatensystem der lokalen Jahrringlage entsprechend dem Einschnittmuster der Bretter zu transformieren. Hierbei muss zusätzlich die Egalisierung durch Mittelung der Messergebnisse infolge der Länge des DMS berücksichtigt werden.

Vor dem Hintergrund klassischer baustatischer Modellbildung mit homogenisiertem Werkstoffgesetz senkrecht zur Faser sollten die Messwerte der beiden, symmetrisch zur Plattenmittelechse bzw. senkrecht zur Hauptspannungsrichtung applizierten DMS (gelbe Linien in Abb. 1.4b) infolge Symmetrie der Belastung, Lagerung und Plattengeometrie prinzipiell ident sein. Der beobachtete Unterschied der zugehörigen Messergebnisse bestätigt jedoch die Notwendigkeit des oben erwähnten Transformationsprozesses der Verzerrungskomponenten.

Angesichts der Notwendigkeit einer meist nachträglich noch durchzuführenden, versuchstechnischen Bestimmung unbekannter lokaler Materialsteifigkeiten als Voraussetzung für die Umrechnung in zugehörige Spannungs-komponenten bleibt der Einsatz von DMS zumindest für einen Baustoff wie Holz mit u. U. stark streuenden Materialeigenschaften oft fragwürdig und auf Sonderfälle beschränkt.

1.5.3 Einsatz von Flächenmessverfahren

Im Vergleich zu mechanischen Punktmessverfahren bieten berührungslose Flächenmessverfahren die Möglichkeit zur Erfassung ganzer Verschiebungsfelder an Probenoberflächen in einer Dichte, wie dies mit klassischen Punktmessverfahren absolut unmöglich wäre. Der wesentliche Vorteil besteht jedoch in dem Umstand, dass vorab keine Entscheidungen hinsichtlich erfolgversprechender Platzierung von Messpunkten gefällt werden müssen, sondern erst im Zuge einer nachträglichen Identifikation von wuchs- bzw. herstellungsbedingten lokalen Störungen,

meist eingebettet in eine wesentlich homogenere Referenzmatrix die finale Auswahl (= ohne Ausreißer) getroffen werden kann. Selbst der lokale Ausfall von Messpunkten z. B. infolge von Absplitterungen der Oberfläche führt selten zu einer so gravierenden Beeinträchtigung des Messerfolges, wie dies bei einzelnen Punktmessungen immer der Fall ist.

Den Erfordernissen unserer Aufgabenstellung hat jedoch ein Messverfahren auf der Basis von digital image correlation (DIC) insofern entsprochen, als zur Festlegung einzelner Messpunkte anstelle diskreter, unverwechselbarer Markierungen das Grauwertemuster kleiner Teilflächen ausreicht und deren Identität, aufgenommen durch mehrere Kameras, mittels Kreuzkorrelation feststellbar ist. Mittels stereoskopischer Aufnahmetechnik durch mindestens zwei Kameras und Triangulation können damit die räumlichen Koordinaten diskreter Oberflächenpunkte bestimmt und durch Differenzenbildung der Kontur zweier Belastungszustände zusätzlich die räumlichen Verschiebungskomponenten aller erkannten Stützpunkte berechnet werden. Auch wenn für Plattentragwerke primär die Verformungskomponenten aus der Plattenebene in numerischen Rechenmodellen in Erscheinung treten, hat erst die Betrachtung von Verschiebungskomponenten in der Plattenebene den Blick geöffnet zur Verfolgung von Bruchvorgängen, wie sie für eine erweiterte baustatische Modellbildung von entscheidender Bedeutung sind.

Grundsätzlich existiert eine Vielzahl an unterschiedlichen Messmethoden, entweder zur Erfassung der räumlichen Geometrie von Oberflächen oder zur Bestimmung von Verschiebungs- bzw. Verzerrungskomponenten. Eine Kategorisierung nach den zu Grunde gelegten physikalischen Prinzipien ist z. B. in [2, 3] zu finden. Im Rahmen dieser Arbeit wird jedoch nicht näher darauf eingegangen. Eine detailliertere Systembeschreibung inklusive Tipps für die Handhabung von DIC-Systemen, wie sie im Zuge unserer Brettsperrholz-Plattenversuche zum Einsatz gekommen sind, ist im Anhang dieses Kapitels zu finden.

1.5.4 Analyse von Versagensformen im Inneren von Bauteilen

Auch wenn die Beobachtung der Oberflächen bereits umfangreiche und wertvolle Informationen über degressives Strukturverhalten liefern, bleibt dennoch die Möglichkeit, dass das finale Strukturversagen z. B. infolge Zugbruch durch den Übergang von der Tragwirkung als Platte zu einer Membran und Ausbildung von erheblichen Zugkräften in den Mittelschichten von außen nicht lokalisierbar ist.

Dank der leichten Bearbeitbarkeit von Holz sind bei entsprechender Schnittführung auch im Inneren von Prüfkörper Rissbildungen gut detektierbar. Bemühungen zur zerstörungsfreien Detektion von Fehlstellen im Inneren von Bauteilen z. B. Verklebungsfehlern bei blockverleimten Brettchichtholz-Querschnitten im Zuge des Produktionsprozesses sind zwar schon weit fortgeschritten, jedoch gerätetechnisch meist noch sehr aufwändig. Sie werden die unmittelbare Befundung an der aufgeschnittenen Probe oder an Bohrkernen nicht so schnell ersetzen können.

Die geometrische Anordnung und Art der Schnittführung – im Falle von Platten in Form von Streifen bzw. Einzelwürfel – zur allseitigen Begutachtungsmöglichkeit von Bruchflächen ist aufgabenspezifisch zu entscheiden. An Hand der neu geschaffenen Oberflächen können nachträglich sogar Produktionsfehler, die Charakteristik von Sprödbrüchen als auch tatsächliche plastische Deformationen mit freiem Auge erfasst, kategorisiert und kartiert werden.

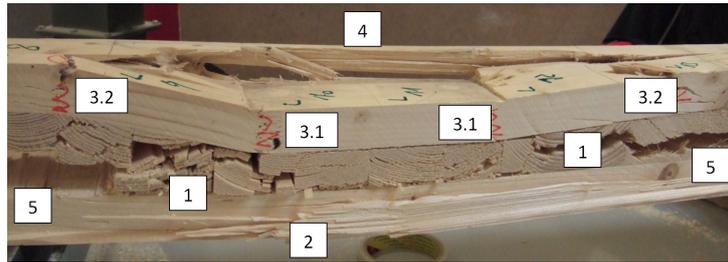


Abbildung 1.5: Mögliche Bruchsequenz in der Nähe der Lasteinleitung, dargestellt an einem Plattenstreifen einer 3-Schicht-Massivholzplatte mit konzentrierter Belastung im Plattenmitte.

Problematisch für diese Art der Befundung bleibt immer noch die Interpretation der Reihenfolge bzw. gegenseitigen Beeinflussung zugleich auftretender räumlicher Spannungskomponenten. Nachdem das Auftrennen immer erst nach Abschluss des Versuches getätigt werden kann, ist eine schlüssige Rekonstruktion der Sequenz unterschiedlicher Rissbildungen (siehe Abb. 1.5) oftmals nur mittels begleitender numerischer Analyse mit größtmöglicher baustatischer Modellierungstiefe möglich.

1.6 Wissenschaftliche Ergebnisse

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Bedeutung mechanischer sowie baustatischer Modellbildung an ausgewählten, oftmals diskutierten Themenkreisen dargestellt und bestätigt.

1.6.1 Thema 1: Stiftförmige Verbindungsmittel

Die **erste Publikation** [11] in der Zeitschrift *Bauingenieur* zum Thema *Stiftförmige Verbindungsmittel im EC 5 und deren baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Software* widmet sich den Themen Bewusstseinsbildung im Hinblick auf aktuelle Defizite in der Bemessung derartiger Verbindungsmittel und Schaffung von schlüssigen Grundlagen auf der Basis bereits vorhandener Fähigkeiten kommerzieller Statik-Software.

Die *Ergebnisse der mechanisch begründeten Traglastformeln* nach EC 5 – bereinigt um die Korrekturfaktoren zur Berücksichtigung vereinfachender Sicherheitsbetrachtungen – lassen sich mit der vorgeschlagenen baustatischen Modellbildung nur dann gut reproduzieren, wenn alle vereinfachenden Annahmen hinsichtlich der zu Grunde gelegten Berechnungstheorien (Gleichgewicht am unverformten System, Fließgelenk-Theorie, ...) und die Konstanz der Materialkenngrößen eingehalten sind. Der idealisierte, scharfkantig rechteckige Verlauf der Bettungskräfte ist allerdings erst bei Relativverschiebungen in der Größenordnung eines Mehrfachen des Dübeldurchmessers und dann auch nur unvollständig nachzustellen.

Grundsätzlich besteht die Möglichkeit, die *baustatische Modellbildung ganzer Verbindungsmittelgruppen* im selben Detaillierungsgrad wie für das Einzelverbindungsmittel zu organisieren. Bei einer räumlichen Beanspruchung der Gruppe mit lokal wirkenden Kräften aus verschiedenen Richtungen und Momenten, wie dies bei Fachwerkknoten von Fußgängerbrücken in der

Ebene der meist biegesteifen Querträgeranschlüsse oftmals vorkommt, ist diese Modellierungstiefe unverzichtbar. Ebenso liefert dieser Weg für die Untersuchungen des Einflusses statistisch streuender Einflüsse der Herstellung aussagekräftige Ergebnisse und ist der Fragestellung angemessen. Bei der Implementierung in Statik-Software für den täglichen Gebrauch durch Ingenieure bedeutet jedoch die Verwendung der resultierenden Arbeitslinie des Einzelverbindungsmittele eine wesentliche Ersparnis an Berechnungszeit.

Unterschiedliche Bettungsverhältnisse der Einzeldübel infolge der Variation des Kraft-Faser-Winkels erfordern mitunter eine Vielzahl an Arbeitslinien zur Berechnung einer einzigen Verbindungsmittelgruppe. Ob diese Vielzahl an Arbeitslinien aus einer eingeschränkten Anzahl spezieller Konfigurationen mit anschließender Interpolation für Zwischenkonfigurationen abgeleitet wird oder aus einer zur Verfügung gestellten Bibliothek an baupraktisch häufig vorkommenden Konfigurationen entnommen werden soll bzw. kann, bleibt Freiheit der Software-Herstellers.

Obwohl der aktuelle Modellierungsvorschlag für ein Einzelverbindungsmittele sich eingangs nur auf eine ebene Beanspruchung des Verbindungsmittels konzentriert, ist eine *Ausweitung auf ein räumlich wirkendes Kräftefeld* sehr wohl möglich. Das am IMWS aktuell laufende Forschungsprojekt MechWood 2 hat nunmehr diese Aufgabenstellung aufgegriffen und weiterentwickelt.

Im ersten Schritt werden dafür experimentelle Grundlagen und numerische Formulierungsmöglichkeiten für die Lochleibungsbeanspruchung unter beliebigen Winkeln von äußerer Lasteinwirkung bezogen auf die lokale Faserrichtung erarbeitet mit Gültigkeit sowohl im elastischen als auch plastischen Bereich. Diese Ergebnisse gehen somit weit über den Geltungsbereich der Lochleibungsfestigkeitswerte gemäß derzeit gültigem Versuchsreglement hinaus.

Im zweiten Schritt werden die nichtlinearen Last-Verschiebungskurven – vorerst gültig für Einzeldübel – zusammengefasst, um daraus das ebenfalls nichtlineare Gruppenverhalten von Stabdübeln abzuleiten. Das lokale Verschiebungsfeld basiert dabei auf den Werten der Relativverformungsgrößen gekoppelter Querschnitte bzw. Stabenden. Finales Ziel dieses Forschungsprojektes ist die Implementierung der Berechnungsalgorithmen in einer kommerziellen Statik-Software. Ein erster Entwurf zur Modellbildung des plastischen Tragverhaltens von Stabdübelgruppen für den Fall symmetrischer Holz-Stahl-Holz Verbindungen und deren Implementierung in MATLAB ist bereits in [9] zu finden und beweist, dass die traditionelle Entkoppelung von Last-Verschiebungskurven für die einzelnen Schnittgrößen zu abweichenden und meist auf der unsicheren Seite – bezogen auf das normativ geforderte Sicherheitsniveau – liegenden Ergebnissen führt.

Die absoluten Beträge der plastischen *Grenzschnittgrößen einer Verbindungsmittelgruppe* sind also primär beeinflusst von der nichtlinearen Werkstoff-Charakteristik von Holz bzw. Stahl in Form nicht mehr konstanter Kennwerte. Dem überlagert sich jedoch zusätzlich noch die wertmäßige Zusammensetzung der zugehörigen Relativverformungsgrößen im Referenzpunkt der Verbindungsmittelgruppe. Es besteht also eine Interaktion zwischen den gleichzeitig wirksamen inneren Schnittgrößen Normalkraft, Querkraft und Moment. Beliebige Kombinationen dieser Schnittgrößen können für konkrete Verbindungsmittelgruppen durch geschlossene Flächen unter Gebrauchstauglichkeit (= elastischer Bereich) bzw. für den Traglastzustand zusammengefasst und graphisch dargestellt werden. Leider sind dadurch zugehörige Last-Verschiebungsdiagramme nicht mehr in der traditionell gewohnten Form anschaulich darstellbar. In jedem Lastinkrement ist daher die tangentielle Steifigkeitsmatrix anzupassen und wirkt sich demgemäß

auch direkt auf die finale Schnittgrößenverteilung innerhalb der gesamten Tragstruktur aus.

Mit *Ausblick auf ganzheitliche Strukturberechnungen* ist anzumerken, dass sich Verbindungsmittelgruppen mit Potential zu plastischem Verformungsverhalten grundsätzlich ähnlich verhalten wie plastizierende Stahlquerschnitte und im Extremfall als Fließgelenk in Erscheinung treten können. Endgültiges Strukturversagen ist somit nicht mehr oder ausschließlich abhängig vom Erreichen der Traglast eines Einzeldübels, sondern insbesondere an die Bedingung gekoppelt, ob mit der Ausbildung eines neuen Fließgelenkes eine kinematische Kette entstanden ist oder die Systemverzweigungslast damit unterschritten wurde. Diese Betrachtungsweise ist aus einem Ingenieurverständnis heraus geboren und wäre in Form eines Grundsatzes im EC 5 zu implementieren.

1.6.2 Thema 2: Trag- und Bruchverhalten von Brettsperrholzplatten

Die **beiden folgenden Publikationen** [12, 13], veröffentlicht in der Zeitschrift *STRAIN*, widmen sich dem weiten Thema *Trag- und Bruchverhalten von Brettsperrholzplatten unter konzentrierten Belastungen*. Ausgangspunkt dafür war wiederum das Defizit an effizienten Bemessungsregeln im aktuellen EC 5 und die daraus resultierende Anfrage von Seiten eines Produktherstellers nach Ausarbeitung geeigneter Bemessungswerkzeuge für Holzbauingenieure. Im Hinblick auf eine Vereinheitlichung der Berechnungsmethoden für schlanke und gedrungene Platten wurden in der Literatur bereits verfügbare Plattentheorien höherer Ordnung geortet und hinsichtlich Effizienz der Umsetzbarkeit bewertet [6]. Speziell für dickwandige Laminatwerkstoffe wie Brettsperrholz mit ausgeprägt unterschiedlichen Schubmodulen längs und quer zur Holzfaser hat sich die Berücksichtigung der ansonsten meist vernachlässigbaren Verwölbung der Querschnitte infolge Querkrafteinwirkung als notwendig herausgestellt. Analog zur Wölbkrafttheorie für stabförmige Bauteile unter Torsionsbeanspruchung ist erkennbar, dass bei Existenz von Gradienten entlang von Querkraftverläufen – speziell in der Nähe der Einleitung von Einzellasten – auch zusätzliche Längsspannungen parallel zur Faser erzeugt werden. Eine baustatische Erfassung derartiger Phänomene durch Modellbildung mittels Volumenelementen ist prinzipiell möglich. Angesichts des dadurch explodierenden Aufwandes an Berechnungszeit und Computerressourcen ist dieser Weg für eine baupraktische Umsetzung bei Alltagsproblemen allerdings äußerst unzweckmäßig.

Der Inhalt der zweiten Publikation [12] war somit die Aufarbeitung von Zielen einer **ersten Versuchsserie an der MPA** (Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart): Bestätigung der Existenz von Querschnittsverwölbungen, experimentelle Erfassung des elastischen Tragverhalten unter variablen Lagerungsbedingungen und Vergleich mit numerischen Ergebnissen unterschiedlicher Plattentheorien. Für die Dokumentation der Plattenverformungen standen leider nur induktive Wegaufnehmer in Plattenmitte und in den Viertelpunkten der Plattenspannweite zur Verfügung, sodass der Übergang von wenig zu hoch schubbeanspruchten Plattenbereichen nicht eindeutig identifiziert werden konnte. Für die Erfassung der Querschnittsverwölbungen an den Schmalseiten der Platten kam allerdings das berührungslose Flächenmesssystem ARAMIS zum Einsatz und lieferte im Vergleich zur Parallelmessung mittels induktiver Wegaufnehmer an den Außenkanten je Brettlage wesentlich zuverlässigere und aussagekräftigere Ergebnisse. Um den Horizont klassischer Modellbildung der elastischen Tragfähigkeit von Brettsperrholzplatten zu erweitern, wurden die meisten Platten bis zur maximalen Tragfähigkeit belastet. Zur

Dokumentation der dabei zu erwartenden Bruchvorgänge standen zumindest Videokameras mit Tonspur für beide Plattenseiten zur Verfügung. Das nicht erwartete, quasi duktile Tragverhalten war Motivation dafür, durch Auftrennen und Begutachtung der Rissbildung auch im Platteninneren den Ursachen für dieses Verhalten nachzugehen. Die wichtigste Erkenntnis dabei war der Umstand, dass der gemeinhin als Rollschubversagen bezeichnete Bruchmodus von Querlagen sich als Zugversagen in radialer bzw. tangentialer Richtung der Jahrringlagen herausstellte. Nach Kategorisierung verschiedener Bruchformen gelang es – leider nur für den Endzustand – die flächige Verteilung unterschiedlicher Bruchformen zu kartieren. Daraus können Erfordernisse zur adäquaten baustatischen Modellbildung schubweicher Mehrschichtplatten im ungebrochenen wie teilweise gebrochenen Zustand abgeleitet werden.

Der Inhalt der dritten Publikation [13] war eng verknüpft mit einem weiterführenden Forschungsschwerpunkt zum Thema Brettspertholz im Zuge des Forschungsprojektes Mechwood 2. Für eine **zweite Versuchsserie an der LNU** (Linnaeus Universität in Växjö) wurden – basierend auf den Erkenntnissen und Erfahrungen der ersten Versuchsserie – die Ziele adaptiert und erweitert auf die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Festigkeitsklassen. Besonderes Augenmerk wurde auf die Steigerung der Effizienz der Messmethode gelegt. Zumindest für eine kontinuierliche Dokumentation der Vorgänge auf der Biegezugseite der Platten wurde wiederum das an der LNU verfügbare Flächenmesssystem ARAMIS eingesetzt. Die für die baustatische Modellbildung ebenso wichtigen Vorgänge auf der Plattendruckseite konnten in Ermangelung eines weiteren Flächenmesssystems nur mittels Fotos und verbaler Beschreibung von Beobachtungen während der Versuchsdurchführung festgehalten werden. Durch Auswertung dieser Ergebnisse ist es gelungen, signifikanten Wendungen im Verlauf der globalen Last-Verschiebungskurve diskrete Versagensvorgänge zuzuordnen und daraus Rückschlüsse auf das jeweils zugehörige baustatische System abzuleiten.

Eine bereichsweise stark reduzierte Biegetragfähigkeit bzw. erhöhte Schubnachgiebigkeit hat bei vielen Probekörpern schlussendlich auch Membrankräfte infolge hoher Verformungen aus der Plattenebene aktiviert. Zur Identifikation und Rückführung des endgültigen Bruchversagens auf diese Membrankräfte wurden auch diesmal die Platten nachträglich in Streifen quer zur Hauptspannrichtung aufgetrennt, um die Frage nach entweder Lamellenzug- oder Endverankerungsbruch (= Interfaceversagen auf beiden Seiten der Mittellage der getesteten Dreischichtplatten) zu klären.

Die baustatische Modellbildung von Brettspertholzplatten sollte, um den Anforderungen von Benutzerfreundlichkeit und Effizienz zu genügen, künftig folgende Elemente enthalten:

- Verwendung von Plattenelementen als Ersatz für die scheinbar zwar einfachere, jedoch aufwändigere Modellbildung als Trägerrost.
- Generelle Berücksichtigung der Schubweichheit des Schichtbaustoffes unabhängig von der Schlankheit der Platte und deren Lagerungsverhältnissen.
- Keine Vernachlässigung von Längsnormalspannungen infolge von *Zig-Zag-förmigen Querschnittsverwölbungen* auf Grund von Schubbeanspruchung durch Plattenquerkräfte.
- Optional wählbare bzw. durch die Software selbst unterstützte Integrationsmöglichkeit von Ersatz-Plattenmodellen für geschädigte und daher noch schubweichere Plattenbereiche. Der Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung der einzelnen Brettlagen (mit oder ohne

Normalkraftanteile) abhängig von der regionalen Begrenzung der von Rollschub- oder Interfaceversagen betroffenen Zonen ist für die globale Plattensteifigkeit entscheidend und darf nicht vernachlässigt werden.

- Umschaltbarkeit des Berechnungsmodus von kleinen (Theorie I. Ordnung) auf große (Theorie III. Ordnung) Verformungen zur Aktivierung von Membrankräften als zusätzliche, traglaststeigernde Komponente.

1.6.3 Beiträge des Verfassers

Die vorliegende Arbeit ist als kumulative Dissertation mit drei Publikationen in namhaften Zeitschriften konzipiert. Die Beiträge des Verfassers hiezu umfassen folgende Themen bzw. Aufgabenstellungen:

- **Publikation 1:** *Stiftförmige Verbindungsmittel im EC 5 und deren baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Software.* Sowohl die Themenwahl als auch die Ausarbeitung von alternativen Methoden der Modellbildung in Abstimmung mit den Möglichkeiten allgemein verfügbarer kommerzieller Statik-Software waren eigenständige Beiträge des Verfassers. Die Mitautoren haben tatkräftig zur sprachlichen Schärfung der Formulierungen beigetragen.
- **Publikation 2:** *Cross laminated timber plates subjected to concentrated loading - experimental identification of failure mechanisms.* Die bereits vorhandenen, jedoch noch unbearbeiteten Versuchsergebnisse der MPA Stuttgart wurden vom Autor selbstständig aufgegriffen und einer intensiven Auswertung zugeführt. Sowohl die Erweiterung des ursprünglichen Versuchsprogrammes um aufschlussreichere Befundungsmethoden in Form des gezielten Auftrennens der Versuchskörper aus auch deren zugehörige mechanische bzw. baustatische Interpretation der daraus neu gewonnene Ergebnisse war Initiative und eigenständige Arbeit des Verfassers. Die Mitautoren haben wiederum tatkräftig zum wissenschaftlichen Schliff der Textierung beigetragen.
- **Publikation 3:** *Influence of wooden board strength class on the performance of cross laminated timber plates investigated by means of full-field deformation measurements.* Sowohl die Konzeption und Organisation der zweiten Versuchsserie inklusive Wahl einer geeigneteren Messtechnik als auch die Aufbereitung bzw. Darstellung der Ergebnisse waren eigenständige Beiträge des Verfassers. Die Mitautoren haben schlussendlich der Arbeit die nötige wissenschaftliche Reife angeeignet lassen.

1.6.4 Allgemeine Erkenntnisse

Unabhängig von den ursprünglichen Fragestellungen haben sich folgende Erkenntnisse als fundamental und erfolversprechend für künftige Forschung und Normung im Holzbau herausgestellt:

- **Tragsicherheit auch im Zustand II**

Die kontinuierliche Verfolgung und Dokumentation von Bauteilverformungen und Risewachstum im Zuge von Traglastversuchen liefert wertvolle Hinweise über die Notwendigkeit zugehöriger baustatischer Modellbildung. Diese Vorgangsweise hat bereits im Massivbau zu bahnbrechenden und zuverlässigen Bemessungsmodellen verbunden mit einer deutlichen Leistungssteigerung geführt und sich nunmehr auch im Ingenieurholzbau als erfolgversprechend herausgestellt.

- **Kräftegleichgewicht und Verformungskompatibilität**

Am Beispiel von Holz-Stahl-Verbindungen mittels stiftförmiger Verbindungsmittel hat sich bestätigt, dass erst durch Ergänzung der bekannten, auf Grenzwertbetrachtungen der Plastizität basierenden Traglastformeln von Johansen um Nachgiebigkeiten, deren schlüssige Integration in Systemberechnungen möglich ist. Weiters muss bei der Systemmodellierung nicht mehr in Gebrauchslast- und Traglastfälle unterschieden werden. Es ist somit schlussendlich gelungen, ein grundsätzlich verlockendes, da offensichtlich einfaches, jedoch leider nur angedachtes Konzept einer baustatischen Modellbildung zu Ende zu denken und das Ergebnis in der täglichen Bemessung nutzbringend umzusetzen.

1.7 Bedarf an weiterführender Forschung

1.7.1 Fortsetzung der aktuellen Forschungsschwerpunkte

Wie in der ersten Publikation über stiftförmige Verbindungsmittel bereits angekündigt, sind dennoch weitere Forschungsaktivitäten notwendig, um dieses Thema zufriedenstellend abschließen und zur Serienreife bzw. Praxistauglichkeit im Rahmen von Statik-Software bringen zu können. Vordringlich sind folgende Fragestellungen zu klären:

- **Bettungsfestigkeiten für Gebrauchs- und Traglast**

Last-Verschiebungskurven für die Tragfähigkeit sowohl auf Lochleibung als auch axiale Haftfestigkeit je Längeneinheit von stiftförmigen Verbindungsmittel werden benötigt, um einerseits Eingangswerte für Rechenmodelle verfügbar zu haben und andererseits deren Klassifizierung in spröd-elastisches oder duktileres Tragverhalten zu verdeutlichen. Der Gültigkeitsbereich sollte der Vollständigkeit halber alle möglichen Abweichungen von Kraft- zur Faserrichtung umfassen. Für Vollgewindeschrauben benötigt werden ebenso praktikable Hinweise für den Fall einer Reduktion der axialen Tragfähigkeit, verursacht durch eine teilweiser Freilegung des Verbindungsmittels bei gleichzeitig auftretender Verformungen infolge von Lochleibungsbeanspruchung.

Nachdem derartige Ergebnisse an meist kleinen und fehlerfreien Holzproben gewonnen werden, ist deren Einbettung in die Probabilistik ebenfalls noch zu überdenken: Reale Bauanwendungen bedeuten in der Regel größere Querschnitte und Homogenisierungseffekte in Abhängigkeit der verwendeten Werkstoffe. Lokale Wuchsunregelmäßigkeiten wie Äste wirken ebenfalls versteifend und können zu zeitlichen und örtlichen Änderungen bei der Ausbildung von Fließgelenken von stählernen Verbindungsmittel führen. Die

Empfehlung zur Verwendung von Mittelwerten für Last-Verschiebungskurven von Einzeldübel steht derzeit jedoch noch im Widerspruch zur gängigen Bemessungspraxis in Form der Abgrenzung der äußeren Einwirkung gegenüber einem eben nur lokal gültigen Bemessungswert, basierend auf dem unteren Fraktil und einem konservativen Teilsicherheitswert.

- **Nachweisketten unter Normaltemperatur auch im Brandfall und bei Erdbeben**

Um die Konzepte der "Kaltbemessung" auch auf Brand übertragen zu können, müssen diese funktionalen Zusammenhänge noch um den Parameter Temperatur ergänzt werden. Davon sind nicht nur die Lochleibungsfestigkeiten betroffen, sondern auch die reduzierte Bettungssteifigkeit, welche an der Ovalisierung der ursprünglich runden Bohrlöcher gut beobachtet werden kann und demnach die globalen Systemverformungen wesentlich mit beeinflusst. Die aktuell in der EN 1995-2 verankerten pauschalen Abminderungsfaktoren für stiftförmige Verbindungsmittelgruppen sind absolut unbefriedigend und führen speziell bei größeren Seitenholzabmessungen zu unrealistischen und auch unwirtschaftlichen Ergebnissen. Die Grundsatzforderungen der EN 1995-1-1 hinsichtlich Kompatibilität der Verformungen zwischen Verbindungsmittel und Anschlussbauteil gelten auch für den Lastfall Brandeinwirkung bzw. erhöhter Temperatur.

Speziell bei wiederholten Traglastzuständen mit wechselnden Vorzeichen bei Erdbeben spielt der Abfall der Verbindungsmittelsteifigkeit nach dem ersten Traglastzyklus wegen dadurch verursachter Hohlrumbildung eine besondere Rolle und darf künftig nicht mehr mit Regelungen wie z. B. Überlastungsfaktoren kompensiert werden.

- **Fließgelenktheorie mit Interaktionsbedingungen zwischen Grenzschnittgrößen**

Die Erkenntnisse über das Einzeldübelverhalten sind in der Folge auf beliebige Dübelgruppen unter Beachtung der Interaktion zwischen den am Referenzpunkt der Stabdübelgruppe angreifenden Stabschnittgrößen zu erweitern. Angesichts der konstruktiven Vielfalt bei Verbindungsmittelgruppen ist es schwer möglich, vorgefertigte Interaktionsbedingungen in Form räumlicher Grenzflächen analog zu den Diagrammen für normierte Stahlquerschnitte zu erstellen. Dennoch sollten derartige Flächen mittels Software generierbar sein, um das Verständnis für das Tragverhalten an sich und die Grenzziehung für den elastischen Gebrauchslastzustand visuell zu unterstützen.

- **Realistische Bemessung der Umgebungsmatrix**

Eine Korrektur bzw. Verfeinerung der derzeit im EC 5 implementierten Regeln für das Block-Zug-Scher-Versagen macht erst Sinn auf der Basis einer realitätsnahen Kräfteverteilung innerhalb einer Stabdübelgruppe. Speziell die Unterbewertung von Kraftkomponenten senkrecht zur Faser und thematisch entkoppelte Berücksichtigung von Spaltzugkräften aus dem Materialverdrängungsprozess parallel zur Faser führen derzeit meist zu einer totalen Fehleinschätzung des Tragverhaltens und daher immer wieder zu neuen Erkenntnissen bei der Interpretation von Versuchsergebnissen.

Ist die planmäßige Nutzung von plastischen Tragreserven in der Bemessung vorgesehen, sind zumindest die traditionellen, auf rein elastische Verformungszustände abgestimmten Mindestabstände zwischen einzelnen Stabdübel, Querschnittsberandungen oder Vorholzlängen um tatsächlich auftretende plastische Verformungswege zu vergrößern.

- **Zusammenführung von System- und Verbindungsmittelbemessung**

Auch wenn nach der zur Zeit gültigen Sicherheitsphilosophie Bemessungswerte lokaler Widerstände mit dem unteren Fraktilwert festgelegt werden, sollte die Implementierung von Last-Verschiebungskurven den Regeln des Gebrauchslastnachweises mit Mittelwerten angeglichen werden. Dies ist notwendig, um bei der Verteilung von Systemschnittgrößen in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit der Verbindungsmittel Über- bzw. Unterschreitungen der Steifigkeit realistischer ausbalancieren zu können. Zu kleine Nachgiebigkeiten für Verbindungsmittelgruppen ergeben zwar kleine Bemessungsschnittgrößen zu deren Bemessung, bedeuten jedoch wegen der in Wirklichkeit höherer Steifigkeiten Bemessungsergebnisse auf der unsicheren Seite für die Verbindungsmittelgruppe. Umgekehrt können zu hohe Steifigkeiten für die Verbindungsmittel, ohne Berücksichtigung von Plastizität, zu zu geringen Bemessungsschnittgrößen für die verbindenden Systembauteile führen mit wiederum unsicheren Ergebnissen für die gesamte Tragstruktur.

- **Überzeugungsarbeit bei Software-Herstellern**

Nachdem bisherige, softwareunterstützte Nachweiskonzepte nur auf die Lehrmeinung von Bemessungsnormen abgestimmt waren und aus Angst vor mangelnder Akzeptanz durch Prüfengeure generell Skepsis gegenüber darüber hinausgehenden bzw. davon abweichenden Entwicklungen besteht, ist die Umsetzung obiger Reformvorschläge an viel Überzeugungsarbeit gekoppelt. Speziell in der Testphase ist die aktive Mitwirkung wissenschaftlicher Institutionen unverzichtbar, da die Fülle an nichtlinearen Abhängigkeiten spezielle Testbeispiele benötigt, um die fehlerfreie Funktionstüchtigkeit der Software zu bestätigen.

Auch wenn die beiden Publikationen über Brettsperrholzplatten sich vorwiegend auf die Plattenwirkung unter Einzellast konzentriert haben, wären künftige Forschungsschwerpunkte noch breiter anzulegen mit Fokus auf die kombinierte Nutzung als Platten- und Scheibenelement:

- **Adaption bestehender Plattentheorien:**

Wie eingangs erwähnt, existieren bereits zahlreiche, durchaus brauchbare theoretische Ansätze zu höherwertigen Plattentheorien selbst unter Berücksichtigung von Querschnittsverwölbungen aus Querkraftbeanspruchung [6], allerdings nur auf der Basis kontinuumsmechanischer Annahmen. Diese baustatischen Modellbildungsversuche entsprechen jedoch nur teilweise den Spezifikationen, wie sie bei gängigen Plattenprodukten am Markt anzutreffen sind: Anordnung der Einzelbretter mit und ohne Verklebung der Schmalseitenflächen, Entstehung von Schwindrissen infolge von Feuchteänderungen, planmäßiger Seitenabstand von Brettern zur Erzielung spezieller akustischer Effekte, Entlastungsschnitte bei überbreiten Einzelbrettern zur Reduktion der Pressenkräfte zwecks Sicherstellung dünner Klebstoffugen, frei wählbares Einschnittmuster des Brettkollektives mit Auswirkung auf die Rollschubsteifigkeit und Festigkeitskenngrößen, Einsatz von Holzwerkstoffen als Decklage und dergleichen.

Das Sortiment an planmäßigen Diskontinuitäten wäre dann noch zu ergänzen um bruchmechanische Vorgänge wie Verlust der Verbundschubfestigkeit zwischen Schichten, Biegezugbruch von Deckbrettern bzw. Druckfaltenbildung bei Verwendung höherer Festigkeitsklassen. Erst damit besteht auch die Möglichkeit, global beobachtbares duktileres

Tragverhalten oder Homogenisierungseffekte infolge von Lastumlagerungen besser zu verstehen und auch im Rahmen der Bemessung nutzbar zu machen.

- **Verallgemeinerung bestehender Nachweiskonzepte:**

Viele Bemessungskonzepte für Scheibenbeanspruchung orientieren sich immer noch an der normativ festgelegten Versuchskonfiguration für Schubwände des Rahmenbaus oder an Stabschnittgrößen zur Bemessung wandartiger Träger auch aus Brettsperrholzplatten. Um für beliebig geartete baupraktische Konfigurationen, wie sie im Hochbau angesichts anspruchsvoller werdender Architektur immer häufiger auftreten, gerüstet zu sein, ist es notwendig, diese Konzepte auf die Ebene allgemein formulierbarer Scheibenschnittgrößen auszudehnen, wie sie z. B. mittels FEM-Software prognostizierbar sind.

Auch wenn die Beanspruchung der Klebflächen bislang nur im Kontext der Scheibenbemessung thematisiert wird, darf deren Beanspruchung bei Plattenbeanspruchung z.B. infolge von Drillmomenten nicht übersehen werden. Die konsequente Zusammenstellung alternative Bruchszenerarien – ob Klebfläche, Rollschubbruch oder Zugbruch – sind notwendig, wenn der bemessungsrelevante Bruchzustand nicht a priori erkannt werden kann.

- **Lokale Störungen infolge Lasteinleitung:**

Nachdem lokale Störungen wie z. B. infolge von Lasteinleitung auf Teilflächen oder in einzelnen Brettlagen und beliebig zugeschnittene Plattenränder mittels ebener Modellbildung in Form einer Plattentheorie nicht ausreichend abbildbar sind und daher eine Erhöhung der Modellierungstiefe mittels Volumenmodelle nötig wäre, sind für derartige Sonderfälle ergänzende Bemessungskonzepte auszuarbeiten.

1.7.2 Modellbildung als Entwicklungspotential für den EC 5

Die kritische Durchsicht der aktuellen Version des EC 5 mit Fokus auf die Existenz bzw. Transparenz baustatischer Modellierungstiefe liefert eine Fülle von latenten Problemzonen. In vielen Fällen wird – bewusst oder unbewusst – immer noch der Sicherheitspolster des materialspezifischen Teilsicherheitsfaktors von Holz als Kompensation für unzureichende bzw. zu vereinfachte Modellbildung strapaziert.

Im Folgenden seien – ohne Anspruch auf Vollständigkeit – einige Themen herausgegriffen und das Potential baustatischer Modellbildung als Ausweg zur Strukturierung und Vereinfachung auch komplexer Zusammenhänge aufgezeigt, ohne den Sicherheitspolster des materialspezifischen Teilsicherheitsfaktors von Holz als Kompensation für mangelhafte Modellbildung strapazieren zu müssen:

1.7.2.1 Verfügbarkeit von Werkstoffkennlinien

Das konstruktive Denken ist immer noch geprägt vom alten Sicherheitskonzept auf der Basis zulässiger elastischer Spannungen unter Gebrauchslast. Die Möglichkeit bzw. Existenz durchaus divergenter Tragmechanismen im Traglastfall wird beharrlich ausgeblendet.

Nachdem der Werkstoff Holz sowohl sprödebruchartiges als auch duktileres Tragverhalten spezifisch für unterschiedliche Spannungskomponenten und Beanspruchungsrichtungen aufweist,

sind für eine Modellbildung jenseits der Elastizitätsgrenze zusätzliche Materialparameter wie tangentielle Steifigkeiten bei Verfestigung, Länge plastischer Plateaus, Entfestigungsverhalten und zugehörige Grenztragfähigkeiten unverzichtbar. Im Gegensatz zu den Eurocodes für die Werkstoffe Beton und Stahl sind derartige Informationen für Holz und Holzwerkstoffe im EC 5 noch immer nicht zu finden.

Die Inkonsistenz des aktuellen EC 5 besteht vor allem darin, zu Beginn durchaus berechnete Forderungen z. B. hinsichtlich Modellbildung bei Verbindungsmitteln bzw. Freiheiten wie die Zulässigkeit von Plastizität zu postulieren, dem Anwender jedoch in der Folge keinerlei Hilfestellung mehr zu bieten für die konkrete Umsetzung im Rahmen der Nachweisführung.

1.7.2.2 Verfügbarkeit von Bruch- bzw. Versagenshypothesen

Ansätze zu Bruchhypothesen sind im EC 5 sehr verstreut und leider meist nur in versteckter Form vorhanden:

Die aktuelle Formulierung der Hankinson-Formel zur Abbildung von Druckversagen unter einem beliebigen Winkel zwischen Faser- und Belastungsrichtung gilt streng genommen nur für Bemessungssituationen in Übereinstimmung mit der zu Grunde liegenden Versuchskonfiguration. Der Typus der dabei verwendeten mathematischen Approximation ist oftmals auch in der Beschreibung ähnlicher Fragestellungen zu finden.

Auch der grundsätzlich stetige Zusammenhang zwischen Schubspannungen parallel und Spannungskomponenten senkrecht zur Faser ist im EC 5 nur als Sprungfunktion abgebildet. Zudem ist dessen Anwendung aktuell nur fokussiert auf den ebenen Spannungszustand an angeschnittenen Rändern von Biegeträgern mit alleiniger Belastung durch Momente. Unter dem Vorwand der Steigerung der Benutzerfreundlichkeit wurde dieser Zusammenhang sogar noch in Form von, die Biegespannung modifizierenden $k_{m,\alpha}$ -Faktoren so umgeformt, dass er in der aktuellen Darstellung nicht als Spannungsinteraktionsbedingung für Scheibenspannungsberechnungen verwendet werden kann. In diesem Zusammenhang muss erwähnt werden, dass in nationalen Vorgängerversionen von Holzbemessungsnormen wie z. B. der DIN 1052:1988 diese Bedingung sogar schon in einer allgemeineren Formulierung verfügbar war, allerdings auch mit divergierenden Bemessungsregeln an anderen Stellen des Normenwerkes.

Bedingungen für Rollschub im Kontext mit anderen, begleitend wirksamen ebenen bzw. räumlichen Spannungskomponenten fehlen derzeit noch zur Gänze oder sind versteckt, auf der sicheren Seite liegend im Kontext mit speziellen Produktbemessungsregeln für Brettspertholz in nur wenigen nationalen Ergänzungsnormen zu finden.

1.7.2.3 Materialmodelle entkoppelt von baustatischer Modellbildung

Die aktuelle Bemessungspraxis ist begründet auf Materialfestigkeiten, welche ausschließlich an stabartigen Probekörper ermittelt wurden. Die damit gewonnenen Materialfestigkeiten sind vielfach an den Typus der einwirkenden Stabschnittgröße gebunden und demzufolge streng genommen nur für Berechnungen von Stabmodellen anwendbar.

Bei einer alternativen Modellbildung mittels Scheibenelementen z. B. im Fall wandartiger oder gebogener Stabzüge ist eine automatisierbare Zuordnung von Scheibenschnittgrößen zu externen Normalkräften oder Momenten nicht mehr ohne weiteres möglich. Eine erhöhte Modellierungstiefe wird jedoch benötigt, wenn mit der klassischen Stabtheorie nicht mehr abbildbare konstruktive Maßnahmen wie Durchbrüche, architektonisch bedingte Veränderungen der Querschnittshöhe als auch das Mitwirken lokal angeordneter stabförmiger Verstärkungen inklusive zugehöriger Rissbildung zu bemessen sind.

Demzufolge wären das Paket "Biegefestigkeit von Holz" nochmals aufzuschnüren und deren mechanische Begründung entweder mit dem Unterschied von Zug- zu Druckfestigkeit unter Einbeziehung der Plastizität zu erklären oder eine Begründung im lokalen Spannungsgradienten und dem betroffenen Spannungsvolumen zu suchen. Es bleibt mechanisch nicht nachvollziehbar, warum eine dreiecksförmige Spannungsverteilung mit einer Entstehungsgeschichte aus Normalkraft und Moment weniger leistungsfähig sein soll wie eine linear elastische Biegespannungsverteilung eines Querschnittes mit doppelter Querschnittshöhe und identen Spannungsvolumina mit gegengleichen Vorzeichen.

1.7.2.4 Transparenz bei der Verwendung bruchmechanischer Ansätze

Bedingt durch konstruktive Randbedingungen oder die Werkstoffcharakteristik von Holz und Holzwerkstoffen selbst können ein und derselben Spannungskomponente durchaus mehrere charakteristische Materialkennwerte zugeordnet sein.

Ein bekanntes Beispiel dafür ist die *Schubspannung*, deren Bemessungswerte sich in Abhängigkeit von Art und Anzahl sich ausbildender Bruchflächen betragsmäßig sehr deutlich unterscheiden: Wird das Schubversagen parallel zur Faser mit freier Ausbildungsmöglichkeit von nur einer zusammenhängenden Bruchfläche – beobachtbar z. B. an Biegebalken in Auflagernähe – als Referenz angenommen, so liegt die Bemessungsfestigkeit einer Schubbeanspruchung mit einer bauartspezifisch oder konstruktionsbedingt begrenzten Bruchzone und dadurch bedingten Vielzahl an kleinen Bruchflächen um ca. einen Faktor 2,5 höher. Die sogenannte Rollschubfestigkeit ist dagegen um denselben Faktor 2,5 tiefer anzusetzen. Bei lokalen Spannungsverhältnissen infolge stanzartiger Beanspruchung ist die resultierende Traglast neben der Schubfestigkeit auch noch von der Zugfestigkeit parallel zur Faser abhängig.

Die aktuelle *Bemessung von Ausklinkungen* ist ein weiteres Beispiel für modelltechnische Verluste im Zuge der analytischen Herleitung von Abminderungsfaktoren auf der Basis der Bruchmechanik. Es bleibt unverständlich, warum die Reduktion des Bemessungswertes der Schubspannung für den Restquerschnitt betragsmäßig gleich ausfällt für kleine Trägerhöhen und 50% Ausklinkungshöhe, im Gegensatz zu großen Trägerhöhen und bei nur 10% Ausklinkungshöhe.

1.7.2.5 Plastizität im Rahmen der Stabtheorie

Plastizität ist im Rahmen der Stabtheorie auf sehr unterschiedlichen Ebenen verankert:

Beim *Ersatzstabverfahren* wurde Plastizität – allerdings nicht mehr erkennbar – bereits in die Knickspannungslinien im Zuge deren Berechnung nach Theorie II. Ordnung eingearbeitet.

Beim Querschnittsnachweis nach *Theorie II. Ordnung* ist der Effekt von Plastizität im Fall dominierender Druckspannungen parallel zur Faser an der nicht mehr linearen, sondern fülligeren parabelförmigen Interaktionsbedingung zwischen Druck-Normalkraft und Biegemoment erkennbar. Leider gelten die im EC 5 verankerten Bedingungen ausschließlich für Rechteck-Querschnitte. Hinweise für eine Übertragbarkeit dieser Interaktionsbedingungen auf andere Querschnittsformen mittels alternativer baustatischer Modellbildung fehlen.

Auch wenn die Plastizität auf der Ebene der querschnittsbezogenen Gleichgewichtsbedingungen bereits Eingang gefunden hat, wird ihr Einfluss auf das globale Verformungsverhalten immer noch vernachlässigt. Die bei der Berechnung von Stabverformung anzusetzende lokale Krümmung wird immer noch aus der Krümmung, bezogen auf eine fiktive, linear über die gesamte Querschnittshöhe verlaufende Biegespannung berechnet. Korrekterweise wären hierzu nur die, aus den elastischen Zug- und Druckspannungen rückrechenbaren Dehnungen unter Bezug auf die reduzierte, elastisch verbliebene Querschnittshöhe zu verwenden.

1.7.2.6 Probabilistik im Rahmen der Stabtheorie

Grundsätzlich sollten probabilistische Aspekte wie Einflüsse aus der Größe des beanspruchten Volumens bzw. lokaler Spannungsgradienten mit der Angabe von produktspezifischen Festigkeitsprofilen abgeschlossen sein.

Für die Bewertung von *Eckspannungen parallel zur Faser* (= Stabachse) für rechteckige Querschnitte ist im EC 5 jedoch – basierend auf theoretischen Überlegungen – eine zusätzliche Verknüpfungen in Form eines wechselseitig anzuwendenden k_m -Faktors bei Biegung um beide Querschnittsachsen anzuwenden. In Ermangelung einer soliden mechanischen und probabilistischen Grundlage sind andere Querschnittsformen von diesen Begünstigungen ausgeschlossen. Einer universellen Modellierungsstrategie z. B. mittels Scheiben- oder Volumenmodellen wird damit jedoch ein Riegel vorgeschoben.

Ein ähnlicher Ansatz ist auch im Fall der Berücksichtigung von *auflagernahen Einzellasten* beim Schubspannungsnachweis zu finden. Basierend auf sicherheitstheoretischen Überlegungen unter Einbeziehung der Längserstreckung der Bauteilstruktur darf aktuell beim Nachweis der Schubspannungen der Einfluss von Einzellasten im Abstand der Querschnittshöhe generell vernachlässigt werden.

1.7.2.7 Traglastsätze ohne Kompatibilitätsbedingungen

Die Herleitung analytischer Traglastformeln auf der Basis von Grenzwertsätzen der Plastizitätstheorie ist im Holzbau eine beliebte Methode. Wie am Beispiel von Schubwänden in Rahmenbauweise im EC 5 ersichtlich, fehlen bislang jedoch konkrete Angaben sowohl zu zugehörigen Bauteilverformungen zur Sicherstellung von Kompatibilitätsbedingungen auch unter Traglast als auch zu Nachweisstrategien zur Sicherstellung elastischen Tragverhaltens unter Gebrauchslast. Auch wenn derartige Angaben zur Bemessung einfacher Einfamilienhäuser in der Regel entbehrlich sind, werden sie dennoch für mehrgeschossige Hochbauten mit anspruchsvoller Grundrissgestaltung z. B. für die Erdbebenbemessung und das Schwingungsverhalten

benötigt. Eine Auflistung aller, für eine zuverlässige und schlüssige Modellbildung mindestens zu berücksichtigenden Komponenten und deren Spezifikationen würde helfen, das Grundverständnis zu stärken zu Gunsten realistischerer Schnittgrößen bzw. Systemverformungen.

1.8 Veränderbarkeit historisch gewachsener Strukturen

Die aktuellen Probleme der klassischen Holzbaubemessung liegen leider in einer Vielzahl historisch gewachsener und auch heute noch bestehender Strukturen begründet, auf die im Folgenden kurz eingegangen wird:

1.8.1 Heterogene Interessensgruppen

Der mit dem EC 5 befasste Personenkreis war und ist immer noch sehr heterogen strukturiert. Auf der Seite der Anwender stehen sowohl Ingenieure als auch Ausführende (= Vertreter von Produktions- und Zimmereibetrieben). Die Aufbereitung von Grundlagen für den EC 5, deren Weiterentwicklung bzw. Aufbereitung liegt jedoch weitgehend in den Händen von Forschungsinstituten und Normengremien. Bedingt durch die unterschiedlichen berufsgruppenspezifischen Fachkompetenzen kommt es daher immer wieder zu Auffassungsunterschieden über Inhalte und Strukturen des EC 5.

Während Tragwerksplaner mit umfassender Ingenieurausbildung als aktive Nutznießer des EC 5 in Erscheinung treten, sind Holzbauunternehmen ohne eigenständiges Konstruktionsbüro und Zimmereibetriebe als passive Nutznießer einzustufen. Die Norm ist insofern eine gemeinsame Schnittstelle zwischen beiden Welten, als sie mithilfe, die Kommunikation über technische Fragestellungen bzw. Planungsentscheidungen zu harmonisieren. Dies erhöht auch die Zuverlässigkeit der Ausführung. Sofern nicht zusätzliche Vorgaben von Planungsseite zu Transport- und Montagezuständen vorliegen, ist der Ausführende allerdings auch dafür verantwortlich, mit seinem Verständnis über statische Belange einer Überlastung mit daraus resultierender Beschädigung einzelner Bauteile noch vor der planmäßigen Nutzung im Endzustand vorzubeugen. Eigenständige baustatische Modellbildung basierend auf einem fundierten mechanischen Grundverständnis kann angesichts des Umfangs und der Inhalte des Ausbildungskurrikulums für Zimmermeister jedoch nicht erwartet werden, auch wenn in Österreich von seitens des Gewerberechtes Zimmermeistern (seit kurzem umbenannt in Holz-Baumeister) seit jeher auch eine Planungsbefugnis zuerkannt wurde. Dies ist auch der Grund, warum für Bauwerke des Ingenieurholzbaues die finale Kontrolle und Verantwortung für die fachgerechte Herstellung von Ingenieuren durchgeführt werden sollte, in Anlehnung an die guten Erfahrungen aus dem Massivbau in Form der seit langem bewährten Bewehrungskontrolle vor dem Betonverguss.

Oftmals sind Vertreter aus Forschung und Wissenschaft beeindruckt von der Vielzahl an durchaus praktischen Fragestellungen. Diese Fülle birgt jedoch auch die Gefahr, dass Forschungsschwerpunkte – teils in Unkenntnis über tatsächliche Markterfordernisse und Unwägbarkeiten der Baupraxis, teils unter dem Zwang budgetärer und personeller Restriktionen – u. U. nicht immer im Einklang mit den wirklich drängenden Problemen der Holzwirtschaft gesetzt werden.

Nachdem Normengremien paritätisch aus obigen Berufsgruppen zusammengesetzt sein sollten, um Forschungsergebnisse aus unterschiedlichen Disziplinen zusammenzuführen und deren benutzerfreundliche Implementierung in Normen sicherzustellen, wird verständlich, dass sich dieser Prozess angesichts der unterschiedlichsten Interessen und Sichtweisen meist schwierig gestaltet. Mitunter wäre es sogar hilfreich, die Besetzung themenspezifisch zu gestalten: Zuverlässige mechanische Modellbildung wäre demnach nur von Vertretern der Wissenschaften ausdiskutieren, wogegen für die nächste Stufe der baustatischen Modellbildung vor allem Ingenieure aus der Baupraxis mit in die Diskussion integriert werden sollten. Ähnlich gelagert wären auch Mindestanforderungen an Materialspezifikationen mit Herstellern von Holzwerkstoffen zu führen, um unrealistische bzw. unwirtschaftliche Festlegung von Grenzwerten zu vermeiden.

1.8.2 Wandel des klassischen Forschungsverständnisses

Die Erfahrung hat gezeigt, dass die Prüfung zeitgemäßer Bauwerksstrukturen hinsichtlich Variation der Komponenten und aufzubringender Lastgrößen sowohl die aktuell verfügbare Geräteausstattung von Versuchsanstalten als auch das Budget von Forschungsprojekten vergebenden Institutionen zunehmend mehr überfordert. Die Extrapolation von Erfahrungswissen, ursprünglich generiert für kleine Bauteile, ist allerdings mit vielen Unsicherheiten behaftet und demnach nicht zielführend.

Die Unsicherheit und das Unbehagen im Umgang mit Forschung – wie im Folgenden an ausgewählten Beispielen beschrieben – ist allerdings vielschichtig und wahrscheinlich nur durch einen auf fachlicher und struktureller Ebene verankerten Methodenwechsel zu beheben.

- **Kommunikationsprobleme zwischen Bedarfsträgern und Forschung**

Namhafte Auftraggeber der Holzbranche wie Interessensvertretungen oder die Großindustrie sind meist nicht in der Lage, Forschungsaufträge inklusive Spezifikation der zu erwartenden Ergebnisse mit dem dafür nötigen Fachverständnis zu formulieren und zu kommunizieren. Auftragnehmer wie Forschungsinstitutionen haben kaum Kontakt zu Ingenieurkreisen und deren Vorstellungen hinsichtlich Prioritätensetzung über die Tiefe zu beforschender Themen und deren Aufbereitung für eine tägliche Anwendbarkeit. Diese mangelnde Kommunikation, sicherlich auch begründbar mit unterschiedlichem Sprachgebrauch und Fachverständnis, ist der Grund, warum Forschungsergebnisse oftmals nicht die nötige Serienreife besitzen, um in der Breite angewendet zu werden und zur wirtschaftlichen Weiterentwicklung beitragen zu können. Funktionale Beschreibungen mit Begrifflichkeiten der Modellbildung könnten helfen, Inhalte für beide Seiten begreifbarer zu formulieren und sowohl Misstrauen als auch falsche Erwartungen abzubauen.

- **Statistik als Ergänzung zur Mechanik**

Die Erstellung von Bemessungskonzepten im Rahmen der Holzbaunormung war jahrzehntelang geprägt von experimenteller Bauteilforschung im Gegensatz zu strukturierter Grundlagenforschung. Bis heute wird statistische Modellbildung in Form von Approximationskurven (= Regressionsanalyse mittels Potenzfunktionen) an bestehende Versuchsergebnisse als ausreichend erachtet, ohne die dabei ermittelten Kausalitäten auf deren

tatsächliche mechanische Kausalität zu hinterfragen. Die Reduktion auf resultierende Größen ist berechtigt, sofern das Bewusstsein über die tatsächlich dahinter versteckte Mechanik nicht verloren geht und demzufolge die Interpretation der Ergebnisse nicht zu falschen Schlüssen verleitet.

Ergebnisse auf rein statistischer Basis erlauben bestenfalls eine Interpolation, jedoch keinesfalls eine Extrapolation hinsichtlich nicht getesteter Konfigurationen und beschreiben somit maximal einen Staus quo. Für strategische Produktentwicklung sind sie demnach absolut ungeeignet.

- **Versuchskonfigurationen und Auswertungsprocedere**

Die in bestehenden Normen verankerten Versuchskonfigurationen, welche ursprünglich für weitgehend homogene Werkstoffe wie Stahl entwickelt wurden, sind nahezu unverändert auch auf den Werkstoff Holz – gekennzeichnet durch Anisotropie und Wuchsunregelmäßigkeiten auf unterschiedlichsten Längenskalen – übertragen worden.

Zur Verdeutlichung sei auf das klassische Beispiel der Festlegung von Werkstoffkenngrößen für OSB verwiesen: Aus dem Herstellungsprozess ist bekannt, dass OSB in die Kategorie der geschichteten Plattenwerkstoffe einzuordnen ist, bestehend aus zwei Decklagen und einer quer dazu orientierten Mittellage mit ausgeprägt orthotropen Steifigkeits- und Festigkeitsprofilen je Lage. Analog zu Sperrholz wäre demnach zumindest die Laminattheorie im Zuge der Auswertung heranzuziehen. Tatsächlich werden jedoch relativ kleine Probekörper mit wenig Rücksicht auf die Größe der im Produkt verarbeiteten Spangrößen als homogene Balken-, Zug- bzw. Druckproben betrachtet und die im Versuch gewonnenen Schnittgrößen mit dem Formelapparat für homogenen Rechteckquerschnitte ausgewertet. Die einzelnen Beanspruchungszustände bleiben entkoppelt. Bei gleichzeitiger Plattenbiegung um beide Achsen wäre allerdings das Zusammenwirken räumlicher Spannungskomponenten zu berücksichtigen, wie dies beispielsweise im Stahlbau in Form der von Mises-Bedingung bereits etablierter Stand der Technik ist. Die baustatische Modellbildung der Ingenieure im Zuge eines Strukturnachweises ist dadurch jedoch eingeschränkt auf eine Brutto-Querschnittsmethode, auch wenn deren Statik-Software durchaus bereits eine Formulierung von Plattenelementen auf Basis der Laminattheorie anbieten würde. Die errechneten Spannungen entsprechen ebenfalls nicht mehr der tatsächlich auftretenden Materialbeanspruchung, was zu einer Entfremdung des Ingenieurverständnisses von der Realität führen kann.

Von Seiten der Versuchstechnik besteht leider selten die Bereitschaft, tradierte Versuchskonfigurationen zu hinterfragen und den tatsächlichen Bedürfnissen mit Fokus auf die baupraktische Anwendung der Ergebnisse anzupassen. Der aktuelle Stand der Versuchsnormung im Holzbau spiegelt demnach eine Akkumulation von im Lauf der Zeit gewachsenen Konfigurationen wieder, ohne nicht mehr adäquate Konzepte auszusortieren. Grund dafür sind vermutlich einerseits die Rücksichtnahme auf persönliche Lebenswerke beteiligter Personen und andererseits die Beharrlichkeit renommierter nationaler Versuchsanstalten.

- **Trennung von Werkstoffbestimmung und Qualitätssicherung**

Zur Zeit besteht noch eine Vermischung von Prüftechnik einerseits zur Bestimmung von Basis-Werkstoffkenngrößen für die Bemessung und andererseits zur Sicherstellung gleichbleibender Qualität im Zuge des Produktionsprozesses. Eine systematische Trennung der

Versuchstechnik für diese beiden Aufgabenbereiche könnte die Bestimmung von bemessungsrelevanten Parametern verbessern und das System der Qualitätskontrolle mitunter wirtschaftlicher gestalten.

Der Fokus nachhaltiger Holzbauforschung sollte daher weg von der klassischen Analyse eines pauschalen Systemverhaltens ganzer Bauteilgruppen mit vielen Problemen bei der Separation unterschiedlichster Einflüsse hin auf eine fundierte Werkstoffforschung umgestellt werden. Daraus können die Eingabedaten generiert werden, welche für die strategische Planung neuer Produkte oder Tragwerke bzw. deren Weiterverarbeitung auf unterschiedlichen Ebenen baustatischer Modellbildung z. B. unter Einsatz von Simulationssoftware benötigt werden.

1.8.3 Umsetzung in Regelwerken

Orientierung an spontanen Problemstellungen

Mehr als 25-jährige aktive Mitarbeit in Fachnormenausschüssen für Holzbauangelegenheiten (Bemessung, Materialprüfung, Werkvertrag) haben gezeigt, dass viele Normentexte – analog zur Anlassgesetzgebung – auf Zuruf entstanden sind. Anstelle einer strukturierten und zielorientierten Weiterentwicklung wurden spontane Anfragen des Marktes von Seiten der Anwender in den Gremien vorgetragen und von Forschungsseite meist sehr engagiert unterstützt. Die daraus resultierenden Lösungskonzepte waren durchaus geeignet, exakt die aktuelle Problemstellung unter Zuhilfenahme traditioneller Rechenmethoden zu beantworten, erwiesen sich jedoch bei erneutem Bedarf nach Ausweitung auf ähnliche Fragestellung als unzureichend, da sie zu wenig umfassend konzipiert waren. Die traditionelle Normenentwicklung von Sonderfällen auf eine breitere Allgemeingültigkeit scheint sich nunmehr als Sackgasse für die Branchenentwicklung selbst zu manifestieren.

Einschränkungen durch Geschäftsordnungen

Der Transfer von Forschungsergebnissen in die Baupraxis sowie die Festschreibung erprobter Bau- und Bemessungspraktiken im Zuge der Erstellung von Regelwerken war leider immer schon geprägt von der Verankerung des demokratischen Prinzips bei der Entscheidungsfindung (= Vorgabe der Geschäftsordnung von Normungsinstitutionen). Dies zeigt sich in der vermehrten Einflussnahme von Lobbyisten aus der Gruppe der Produkthersteller und der mangelhaften paritätischen Besetzung mit Experten aus allen betroffenen Berufsgruppen. In jüngster Vergangenheit wurde dieser Prozess noch überlagert von zeitintensiven europäischen Abstimmungsprozessen zur Implementierung harmonisierter Normen. Der Zeithorizont zur Umsetzung drängender produktions- oder bemessungstechnische Innovationen wurde damit von ursprünglich 2 Jahren als umsetzbarem Bearbeitungszeitraum auf nationaler Ebene auf mindestens 10 bis 15 Jahre verlängert.

Dominanz einzelner Berufsgruppen

Unter dem Vorwand der Benutzerfreundlichkeit wird oftmals von Seiten der Ausführenden versucht, bestehende Strukturen möglichst unverändert beizubehalten bzw. sogar nochmals zu vereinfachen. Dass Vereinfachungen in der Modellbildung vielfach mit einer Eingrenzung der konstruktiven Vielfalt und sinkenden Effizienz der erzielbaren Ergebnisse gekoppelt sind, ist diesem Personenkreis oftmals nicht in dieser Deutlichkeit bewusst.

Die größte Barriere für viele Experten des Holzbaues liegt immer noch im tief verwurzelten Denkmuster vom statisch bestimmt gelagerten Kantholzbalken mit wuchsbedingt begrenzten Querschnittsabmessungen. Das damit verbundene statische Verständnis wird gestört durch die Verfügbarkeit und den Einsatz von homogenisierten, großvolumigen bzw. großflächigen Holzwerkstoffe wie Brettschichtholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz (Laminated Veneer Lumber, LVL), Sperrholz oder OSB (Oriented Strand Board) mit u. U. auch räumlicher Tragwirkung.

Dominanz nationaler Bauweisen

Trotz Planziel einer für ganz Europa universell anwendbaren Bemessungsnorm für Holztragwerke ist der EC 5 in seinen Grundzügen auf das in Skandinavien zur Entstehungszeit vorherrschende Bauspektrum zugeschnitten. Die zum selben Zeitpunkt in den mitteleuropäischen Ländern wie Deutschland, Österreich und der Schweiz bereits existente sehr weit entwickelte Holzbaukultur wurde – bewusst oder unbewusst – außer Acht gelassen. In der aktuellen Fassung des EC 5 sind diese Anwendungsgrenzen kaum explizit deklariert und daher speziell für Quereinsteiger nur schwer erkennbar.

Um also technologisch am Puls der Zeit zu bleiben und auf die Anforderungen des Marktes auch weiterhin professionell reagieren zu können, wird die Normung als bald veralteter Stand der Technik zunehmend an Bedeutung verlieren zu Gunsten der Anwendung bewährter, jedoch flexiblerer Methoden der Ingenieurwissenschaften. Die Harmonisierung von Lehrinhalten an Schulen und Universitäten wird angesichts heutiger Kommunikationsmöglichkeiten wahrscheinlich leichter und rascher umsetzbar sein als die Reform und Beschleunigung bürokratischer Strukturen.

1.9 Zusammenfassung

Nachstehend seien nochmals die wichtigsten Empfehlungen für eine effiziente und nachhaltige Strukturierung künftiger Holzbauforschung und darauf aufbauende Normungstätigkeit zusammengefasst:

- **Vereinfachung durch Modellbildung**

Die Abkehr von Bestrebungen zur Vereinfachung analytischer Formeln in Form von tabellarischen Aufbereitungen bzw. Inselsoftware-Lösungen ist der erste und unabdingbare Schritt zur Leistungssteigerung des Ingenieurholzbau. Eine Straffung der Normung gelingt nur durch eine Reduktion der Anzahl von Sonderregelungen und Ersatz durch strukturierte Modellbildung mit Verfügbarkeit aller dafür benötigten Werkstoffparameter.

Angesichts leistungsfähiger Computer und intensiver Weiterentwicklung von Statik-Software, die heute in der Baupraxis tätigen Ingenieuren zur Verfügung steht, könnte der Nachweis der Gebrauchstauglichkeit bzw. Traglast wesentlich effizienter, mit weniger Rezepturen für Sonderfälle und mit wirtschaftlicheren Ergebnissen geführt werden. Real am Bauteil auftretende Spannungen bzw. Verformungen sind erst prognostizierbar, wenn auch die zugrundeliegenden Materialmodelle im Stande sind, das Tragverhalten korrekt zu beschreiben.

Das Erfolgsrezept der Gegenwart und Zukunft ist die softwareunterstützte, bedarfsorientierte Erhöhung der Modellierungstiefe, die zumeist mit Stabelementen beginnt, bei

Bedarf zu Flächenelementen wechselt und nur in Ausnahmefällen eine Modellierung mit Volumenelementen vorsieht. Hierzu bedarf es allerdings einer Abkehr von der traditionellen Strategie vieler Software-Hersteller, die Weiterentwicklung nur nach den Bedürfnissen des aktuellen Standes der Normung auszurichten, sondern nach den Grundsätzen der Ingenieurwissenschaften zu gestalten, wie dies auch bei ausschließlich im Wissenschafts- und Forschungsbereich verwendeten Programmen Standard ist.

- **Restrukturierung der Holzbauforschung**

Strukturierte Holzbauforschung primär auf Material- anstatt Bauteilebene und Schaffung von Grundlagen für flexible und leistungsfähige Bauteilsimulation.

Auch von Seiten der Wissenschaft ist ein Umdenken erforderlich. Schnelle aber meist zu kurz gegriffene Lösungsansätze auf Makroebene müssen ersetzt werden durch allgemein gültige und vor allem zu Ende gedachte Problemlösungskonzepte. Darüber hinaus ist es Aufgabe der Wissenschaft, für den Wissenstransfer in den Ingenieuralltag z. B. in Form von neuen oder überarbeiteten Software-Modulen zu sorgen und Software-Herstellern die dafür nötige Hintergrundinformation zur Verfügung zu stellen. Neben der Implementierung von Algorithmen muss parallel dazu auch Sorge getragen werden, dass die für die baustatische Modellbildung benötigten Eingangswerte z. B. in Form von Materialprofilen und Werkstoffgesetzen in Normenwerke implementiert werden und zeitgerecht zur Verfügung stehen.

- **Holzbau erfordert Ingenieurkompetenz**

Vergleichbar mit der Praxis im Stahl- oder Betonbau sollte die Fokussierung des EC 5 künftig nur mehr auf den Personenkreis der Ingenieure als primäre und einzige Benutzergruppe ausgerichtet sein.

Erst wenn eine neue Fassung des EC 5 zur Verfügung steht, mit dem auf der Basis einer flexiblen Modellbildung beliebige Probleme zuverlässig und benutzerfreundlich bewältigbar sind, können für spezielle Berufsgruppen, ausgewählte Bauweisen bzw. Fragestellungen auch vereinfachte Nachweisführungen ausgearbeitet und angeboten werden. Diese sollten jedoch nicht mehr in Normen, sondern in berufsgruppenspezifischer Fachliteratur dokumentiert und verbreitet werden.

Mechanische und baustatische Modellbildung ist und bleibt somit der Schlüssel auf neutraler Ebene – losgelöst von persönlichen Befindlichkeiten – zur Lösung von Interessenskonflikten zwischen den am Prozess beteiligten Personengruppen. Die nächste Generation des EC 5 könnte damit wesentlich davon profitieren.

Literaturverzeichnis

- [1] ISO 5725-1 (1994) Accuracy (trueness and precision) of measurement methods and results – Part 1: General principles and definitions
- [2] Grediac, M. (2004) The use of full-field measurement methods in composite material characterization: interest and limitations. www.sciencedirect.com, Composites: Part A 35 (2004) 751–761
- [3] Surrel, Y. (2005) Les techniques optiques de mesure de champs: essai de classification, ResearchGate, 1^{re} soumission a 12M, le 4 janvier 2005
- [4] Becker, T., Splithof, K., Siebert, T., Kletting, P. (2006) Error estimations of 3D digital image correlation measurements, Präsentation auf der internationalen Konferenz Speckle06 “Speckles, From Grains to Flowers” Nimes, France (13.-15. Sept. 2006)
- [5] Pan, B., Qian, K., Xie, H., Asundi, A. (2009) Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review. IOP Publishing, Measurement Science And Technology 20 (2009) 062001 (17pp)
- [6] Stürzenbecher, R., Hofstetter, K. (2010) Mechanisches Verhalten von Holzwerkstoffplatten: Experimentelle Untersuchungen und erweiterte Modellierung von Furnierspanplatten und Brettsperholz, Dissertation an der Technische Universität Wien
- [7] Dantec Dynamics (2010) Schulungsunterlagen
- [8] Bornert, M., Doumalin, P., Dupré, J.C., Poilâne, C., Robert, L., Toussaint, E., Wattrisse, B. (2012) Short remarks about synthetic image generation in the context of the assessment of sub-pixel accuracy of digital image correlation. Paper ref.: 2847, 15th International Conference on Experimental Mechanics (ICEM15)
- [9] Schweigler, M., Bader, T.K., Hochreiner, G., Eberhardsteiner, J. (2013) A numerical model for slip curves of dowel connections and its application to timber structures, Diplomarbeit an der Technische Universität Wien
- [10] Dantec Dynamics (2013) ISTR4 4D – Software Manual – Q-400 System, Manual Version: 2.5.1, Software Version: 4.4.0.945
- [11] Hochreiner, G., Bader, T., de Borst, K., Eberhardsteiner, J. (2013) Stiftförmige Verbindungsmittel im EC5 und baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Statiksoftware. Bauingenieur, 88, S. 275 - 289.

- [12] Hochreiner, G., Füssl, J., Eberhardsteiner, J. (2013) Cross laminated timber plates subjected to concentrated loading - experimental identification of failure mechanisms. *Strain* 50, Issue 1, 68–81, February 2014
- [13] Hochreiner, G., Füssl, J., Serrano, E., Eberhardsteiner, J. (2014) Influence of wooden board strength class on the performance of cross laminated timber plates investigated by means of full-field deformation measurements. *STRAIN* 50, Issue 2, 161–173, April 2014
- [14] Lava, P., Pierron, F., Reu, P. (2014) First course on Digital Image Correlation: January 13-16 2014, Belgium, University of Leuven (campus Ghent), Handout
- [15] Dlubal Software GmbH. Internet: www.dlubal.de

Anhang A:

Grundlagen zu flächenhaften Deformationsmessverfahren auf Basis von digital image correlation (DIC)

Der Anhang A ist konzipiert als Sammlung von Erfahrungen, die ich im Zuge meiner Arbeit an Publikation zwei und drei gesammelt habe. Der Einstieg in die Welt der flächenhaften Messsysteme war für mich neu. Von einem anfänglich passiven Nutzer von Messergebnissen (= nur Auswertung und Interpretation von Daten, erstellt mit dem Messsystem ARAMIS) habe ich mich jedoch im Laufe der letzten zwei Jahre zu einem aktiven Nutzer weiterentwickelt. Ich bin jetzt in der Rolle als Systemverantwortlicher für das am IMWS neu verfügbare Messsystem Q400 von Dantec in der Lage, Messaufgaben selbst zu planen, durchzuführen und Neueinsteiger einzuschulen.

A.1 Begriffe, Definitionen und Systemparameter

Um den Einstieg in die Messtechnik von DIC-Systemen zu erleichtern, werden zu Beginn einigen Begriffe und Definitionen vorgestellt:

Sensor, Pixel, Auflösung einer Kamera

Als Ersatz für die traditionellen, auf chemischen Vorgängen basierenden Filme wird bei digitalen Kameras eine Platte, bestückt mit lichtempfindlichen Dioden, im Folgenden als **Sensorplatte** bezeichnet, verwendet.

Die Intensität des auftreffendes Lichtstrahls wird in einen diskreten Abtastwert (z. B. Grauwert, Farbwert) umgewandelt. Als Bezeichnung hierfür wird in der digitalen Bildverarbeitung von Rastergraphiken der Begriff **Pixel** (= Abkürzung für picture electronic) oder Bildpunkt verwendet.

Die **Auflösung der Kamera** wird angegeben mit der Anzahl der lichtempfindlichen Einzelsensoren (= Dioden) in horizontaler und vertikaler Richtung der Sensorplatte. Der geometrische Abstand zwischen den Sensoren bestimmt den Grad der Kompaktheit der Bauweise.

Messbereich, Facette, Facettenabstand

Der **Messbereich** (area of interest, AOI) gemäß Abb. 1.6a umfasst den Anteil der Oberfläche, die messtechnisch untersucht werden soll.

Unter **Facette** (facet, subset) gemäß Abb. 1.6b versteht man die Vielzahl meist quadratischer Teilflächen des Messbereiches, deren Zentrum einen Stütz- bzw. **Messpunkt** darstellt. Die eine Facette charakterisierenden Rohdaten sind Grauwerte (= Analogwerte, Pixel) der zugehörigen Sensoren und in Form einer Matrix strukturiert. Eine alternative Organisationsform wäre auch eine Charakterisierung aller Grauwerte einer Facette mittels Histogramm. Die Identifikation eines Messpunktes durch eine Vielzahl von Pixel ist notwendig, da der Wert eines einzigen

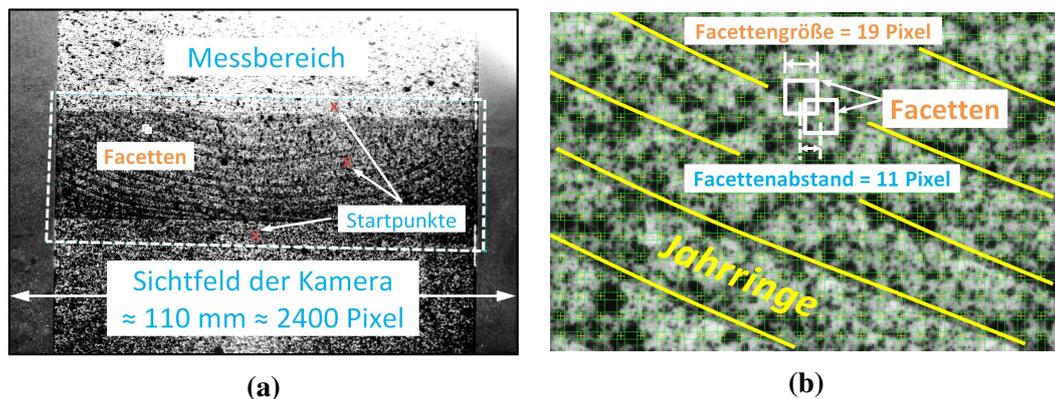


Abbildung 1.6: Beispiel eines DIC-Messprojektes:

(a) Sichtfeld einer 5 MPix Kamera und ausgewählter Messbereich und

(b) Größe und Abstand von Facetten im Kontext zur Struktur des Prüfkörpers.

Sensors nicht als einzigartige Signatur eines Messpunktes verwendet werden kann. Speziell bei großen Verschiebungen darf jeder Messpunkt nur einmal auf der Messoberfläche vorhanden sein, um eindeutig identifizierbar zu bleiben. Bei der Wahl der Facettengröße ist zu beachten, dass im Abstand der halben Facettengröße von der Brandung des Messbereiches keine Stützstellen ausgewertet werden können.

Unter **Facettenabstand** (grid-size, step-size) gemäß Abb. 1.6b wird der Abstand in Pixel zwischen diskreten Stützstellen der Messung verstanden. Er wird üblicherweise gleich oder kleiner als die Facettengröße gewählt.

Speckelmuster

Darunter versteht man ein Zufallspunktmuster, welches für die Identifikation von diskreten, weitgehend beliebig platzierbarer Stützstellen (= in ihrer Pixelcharakteristik einzigartige Kleinflächen) benötigt wird.

In Abhängigkeit der messtechnischen Erfordernisse können derartige Punktmuster auch synthetisch (siehe Abb. 1.7) mittels Software (siehe z. B. TexGen [8] oder Website ¹ der *Society for Experimental Mechanics, SEM*) generiert werden.

Interpolationsfunktion (interpolation)

Die Einführung einer Interpolationsfunktion zwischen den Ergebniswerten benachbarter Sensoren (siehe Abb. 1.8) ermöglicht auch den Verlauf zwischen einzelnen Pixeln (= Subpixelbereich) für die nachfolgenden Schritte der Bildverarbeitung nutzbar zu machen. Hierzu wird das diskrete Messsignal durch eine kontinuierliche Funktion (linear, kubische Polynome, kubische Splines, Fouriertransformation, optimierte Filter, ...) ersetzt. Auch wenn gute Kontraste mit harten Konturgrenzen zwischen weißem Hintergrund und schwarzen Speckelpunkten erzielbar sind, stellt

¹<http://www.sem.org/dic-challenge/2d-test-image-sets.asp>, Stand Feb. 2014)

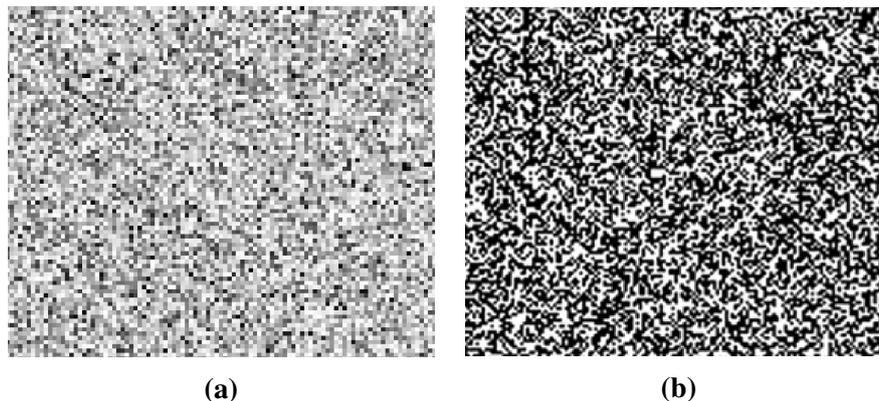


Abbildung 1.7: Beispiel unterschiedlicher Speckelmuster:
(a) Flächiges Muster mit Grautönen und
(b) Strukturiertes Muster aus schwarz und weiß (ohne Grautöne)

der sprunghafte Übergang zwischen schwarz und weiß meist eine Herausforderung für die Interpolationsfunktionen dar.

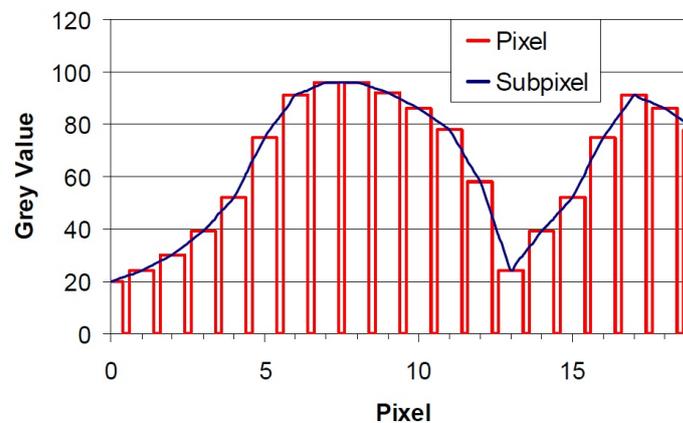


Abbildung 1.8: Subpixel-Interpolation:
Schnitt durch eine Facette mit der Größe von 19 Pixel [7],
Verbindung der Intensität je Pixel (= Säulen) durch eine stetige Interpolationsfunktion

Die Interpolation kann als gelungen bewertet werden, wenn die Werte an den Stützstellen gehalten und sowohl Phasen- als auch Amplitudenfehler minimiert sind. Mit geringen Fehlern ist jedoch systembedingt bei sehr kleinen Verschiebungswegen zwischen 0,0 und 1,0 Pixel zu rechnen. Die Maximalwerte der Fehler treten systemspezifisch bei $1/4$ und $3/4$ des Pixel-Abstandes auf.

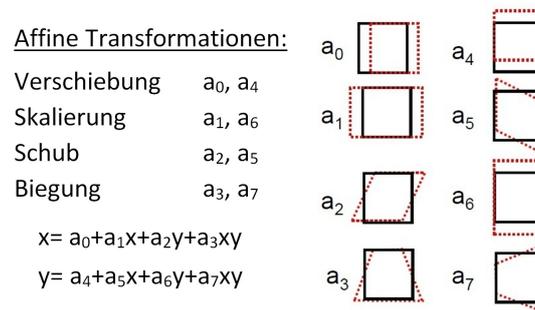


Abbildung 1.9: Typisches Set an Formfunktionen [7]

Formfunktion (shape function)

Formfunktionen (siehe Abb. 1.9) werden benötigt, um die flächige Grauwerte-Charakteristik der Facette im unverformten Zustand an möglicherweise auftretende Oberflächenverformungen (Translation, Rotation, Skalierung, Schubverzerrung) anzupassen. Dadurch erhöht sich deren Wiedererkennungswert für den Korrelationsprozess. Diese Vorgangsweise ist analog zur Methode der finiten Elemente und kann daher – alternativ zum Regelfall der numerischen Differentiation des Verschiebungsfeldes – auch für die Bestimmung lokaler Verzerrungskomponenten verwendet werden.

Korrelationsprozess (matching)

Die Auswertung zusammengehöriger Bilder je Belastungsstufe ist jener Prozess, welcher dem Messsystem seinen Namen gibt. Während von der Referenz-Kamera im Ausgangszustand ein regelmäßiges Raster von Facetten über den gewählten Messbereich gelegt wird, sind ebendiese Facetten in zugehörigen Bildern bzw. weiteren Verformungszuständen wiederzuerkennen, um daraus Verformungen oder Verzerrungen ableiten zu können.

Die in Abb. 1.10 vereinfacht dargestellte Minimalbedingung für das Residuum R ist in der Regel komplizierter aufgebaut, da zusätzliche Effekte wie Beleuchtungsunterschiede von Bildpaaren nicht nur mittels linearer Transformationen – wie hier dargestellt – sondern auch durch Algorithmen auf statistischer Basis ausgeglichen werden können. Rechentechnisch wird dabei ein bekanntes Punktmuster systematisch in kleinen Schritten in einem vom Benutzer meist beliebig einstellbaren Radius um die Ursprungslage innerhalb des gewählten Messbereichs verschoben und nach den Gesetzmäßigkeiten der Kreuzkorrelation ausgewertet. Die Übereinstimmung ist an der signifikanten Änderung des Korrelationskoeffizienten zu erkennen, wobei die Toleranzen der akzeptablen Abweichung vom Referenzmuster durch den Benutzer zu wählen sind. Üblicherweise ist dieser Prozess mehrstufig, da zwischenzeitlich auch noch die Formfunktionen mit zu justieren sind.

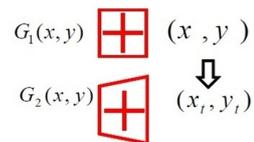
Zur Erleichterung dieser doch sehr rechenaufwendigen Phase sind daher zu Beginn durch den Benutzer meist noch **Startpunkte** (siehe Abb. 1.6) an günstigen Stellen innerhalb des Messbereiches zu setzen, deren Erkennbarkeit in allen Bildserien bzw. Belastungsstufen vorab geprüft wird.

$$R = \min_{a_0, \dots, a_7, g_0, g_1} \sum_{x,y} \|G_2(x, y) - G_T(x, y)\|$$

mit $G_T(x, y) = g_0 + g_1 G_1(x_t(x, y), y_t(x, y))$

$x_t = a_0 + a_1 x + a_2 y + a_3 xy$

$y_t = a_4 + a_5 x + a_6 y + a_7 xy$



g_0, g_1 Beleuchtungsparameter

a_0, \dots, a_7 Affine Transformationsparameter

R Residuum (= Qualitätsparameter)

Abbildung 1.10: Korrelationsbedingung mit integrierter Formfunktion (gültig für System Q-400, Dantec [7])

Kalibrierung (calibration)

Das Grundprinzip der Kalibrierung für 2D- und 3D-Messaufgaben besteht darin, dass ein meist regelmäßiges, hinsichtlich Abmessungen bekanntes Muster, möglichst in der Größe des Kamera-Sichtfeldes in verschiedenen Positionen relativ zur Sensorplatte mehrfach, in räumlich unterschiedlichen Orientierungen fotografisch erfasst wird, um daraus Kennwerte für eine maßstäblich korrekte Abbildung abzuleiten.

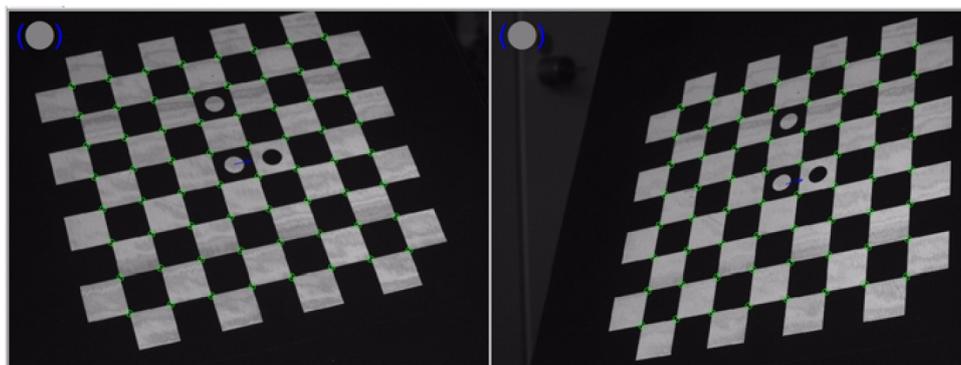


Abbildung 1.11: Kalibrierpaneel im Einsatz (2-Kamera-System [10])

Das Muster kann entweder schachbrettartig aus z. B. weißen und schwarzen Quadraten (siehe Abb. 1.11) oder aus runden, scharf berandeten Punkten (Mindestgröße 10 bis 15 Pixel) bestehen. Bei Verwendung runder Punkte muss das Zentrum erst aus dem elliptischen Erscheinungsbild rückgerechnet werden. Die Orientierung des ebenen Kalibrierfeldes ist durch ein eigenes Koordinatensystem, erkennbar an drei zusätzlichen Markierungen, festgelegt. Das Ergebnis einer Kalibrierung wird in einer eigenen Datei abgespeichert und für die spätere

Auswertung von Bildserien von der Software bereitgehalten. Im Detail sind folgende Angaben enthalten:

- **Innere, immanente Parameter**

Die Qualität der Bildaufnahme wird wesentlich mitbeeinflusst von der Qualität des Linsensystems, der Brennweite und des Öffnungszustands der Blende. Keiner dieser Werte muss vom Benutzer zuvor eingegeben werden, da die Software von sich aus im Stande ist, diese eigenständig zu bestimmen. Demnach werden im Zuge der Kalibrierung des Sichtfeldes mit den sogenannten inneren, immanenten Parametern die Brennweite, die Lage der Mittelachse der einzelnen Kameras und mögliche radiale bzw. tangentielle Linsenverzerrungen bedingt durch Material- oder Fertigungsunregelmäßigkeiten erfasst. Wann immer einer dieser Parameter verändert wird, ist der Kalibrierungsprozess zu wiederholen.

- **Äußere Parameter**

Nach Bestimmung der inneren Kennwerte des Kamerasystems kann anschließend auch die relative Lage der Kameras zueinander rekonstruiert werden, wie sie z. B. bei 3D-Messaufgaben mittels Triangulation benötigt wird. Im Zuge dessen wird die Orientierung der Koordinatensysteme der einzelnen Kameras zueinander sowie deren Einbindung in ein globales Koordinatensystem festgelegt.

Die Qualität des Kalibrierungsprozesses lässt sich an Hand einiger Kenngrößen abschätzen. Das Residuum (in Pixel) ist ein Indikator für die Qualität bzw. Übereinstimmung der Auswertungen unterschiedlicher Positionen der Kalibriertafel. In Abhängigkeit der Ausführung des Panels (Glas, Kunststoff, Aluminium) können – nach Angabe von Herstellern – diese Werte trotz geometrisch identer Schachbrettmuster unterschiedlich ausfallen.

Bei 2D-Messungen mit 1-Kamera-Systemen dient die Kalibrierung sowohl der Kompensation von Linsenverzerrungen – bedeutsam besonders bei großen Starrkörperverformungen – als auch der Zuordnung von realen Einheiten zu den Messergebnissen. Eine saubere Korrektur der Linsenverzerrung ist vor allem auch für die Auswertung von Verzerrungskomponenten bedeutsam.

3D-Oberflächenscan, geodätische Verfahren:

Zur Bestimmung räumlicher Koordinaten von Oberflächen stehen grundsätzlich zwei geodätische Verfahren zur Verfügung, die nicht nur in der Landvermessung, sondern auch in der Messtechnik bzw. Qualitätssicherung von Produkten eingesetzt werden:

Methode der Tachymetrie

Bei diesem Verfahren werden von einem (oder wenigen weiteren Standpunkten) gemäß der Charakteristik eines Polarkoordinatensystems sowohl Winkelabweichungen als auch Distanzen zwischen der Messstation und dem Zielpunkt erfasst. Die Distanzmessung kann entweder mittels ausstreckbarem Fühler auf Kontakt (= hohe Genauigkeit) oder berührungslos mittels Laufzeitmessung eines Laserstrahles (= ausreichende Genauigkeit für die Landvermessung oder den Baustellenbetrieb), sofern die Oberfläche genügend reflektiert, erfolgen. Nachteil dieses Verfahrens ist, dass die Messstation auf jeden einzelnen Messpunkt erneut einjustiert werden muss. Für den Sonderfall planparalleler Flächen von Bild- und Objektebene ist es jedoch möglich,

mittels Fotografie einer gesamten Fläche mit einer Bildaufnahme bereits viele Messpunkte zu erfassen. Dieses Prinzip wird auch bei 2D-DIC-Messaufgaben genutzt, wobei die einzelnen Messpunkte eindeutig identifizierbar und im Fall von Verformungen nachverfolgbar sein müssen.

Triangulation

Die Methode der Triangulation ist grundsätzlich berührungslos und von der Wahl des Koordinatensystems unabhängig. Im Basisfall ist jeder Messpunkt von mindestens zwei Messstationen aus anzupeilen, deren Lage zueinander gekoppelt ist durch deren Abstand, den Winkel zwischen den Kameraachsen und die Epipolar-Ebene.

Steht allerdings ein großes Blickfeld zur Verfügung, bei dem auch Messpunkte außerhalb der Mittelachse der Messstation durch geometrische Beziehungen eingebunden werden können, kann die Messaufgabe sehr effizient, auch ohne Neujustierung der Messstation zeitgleich auch für eine Vielzahl von Messpunkten abgewickelt werden. Dieser Vorteil kommt besonders auch Experimenten im Hochgeschwindigkeitsbereich zugute. Die Leistungssteigerung ist möglich, da die Vorgänge der Bildaufnahme und der Datenauswertung zeitlich entkoppelbar sind. Voraussetzung dafür ist allerdings die Bedingung, dass jeder Messpunkt eine einzigartige Signatur aufweist und von beiden bzw. mehreren Messstationen z. B. im Fall einer 3D-DIC-Messung erkennbar ist.

Messgenauigkeit:

Grundsätzlich sind Angaben zu Zielgenauigkeit, Messunsicherheit bzw. maximale Auflösung der Messergebnisse einerseits abhängig von der Geräteausstattung (Auflösung der Kameras, Qualität der Optik, Zuverlässigkeit der Korrelationssoftware) als auch von der Erfahrung und Sorgfalt des Bedienungspersonals bei der Anordnung der Probekörper bzw. deren Beleuchtung, der Durchführung des Kalibrierungsprozesses und der Wahl von Berechnungsparametern.

Die Quantifizierung von Messfehlern, bezogen auf eine Aufnahme oder gesamter Bildserien, erfolgt üblicherweise mit statistischen Verfahren.

Der Bedarf einer Harmonisierung des Umganges mit und der Bewertung von Messungenauigkeiten beschäftigt mittlerweile bereits mehrere **Organisationen** (nachstehende Auflistung ohne Anspruch auf Vollständigkeit):

- **Bureau International des Poids et Mesures (BIPM):**

Grundlagen der Messtechnik, dafür gängige Begriffe, Definitionen und bewährte Vorgehensweisen zur Fehlerauswertung können u. a. den Publikationen des BIPM² entnommen werden. Die Konzepte für den Umgang mit Unsicherheit bei Messungen sind zwar für Punktmessungen konzipiert, sind jedoch prinzipiell auch auf Flächenmessungen übertragbar.

Ein in Fachkreisen bekanntes Dokument dieser Organisation ist der Leitfaden „Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement“ (GUM, veröffentlicht 1993 und zuletzt überarbeitet 2008).

²<http://www.bipm.org/en/publications/guides/gum.html>, Stand Februar 2014)

- **Standardisation Project for Optical Techniques of Strain Measurement (SPOTS):**
Die Bemühungen dieser Projektgruppe fokussieren vor allem auf einer Vereinheitlichung von Datenformaten und der Entwicklung von Kalibrierungsplatten zum Zwecke der Überprüfbarkeit der Funktionstüchtigkeit bzw. der Vergleichbarkeit der Leistungsfähigkeit bestehender und künftiger DIC-Systeme. Erste Ergebnisse zu obigen Fragestellungen sind auf der Webseite von SPOTS ³ zu finden.

Zuvor erwähnte Publikationen haben auch bereits in zahlreiche **nationale und internationale Normenwerke** Eingang gefunden:

DIN 1319

Grundlagen der Messtechnik

Teil 1: Grundbegriffe (Ausgabe: 1995-01)

Teil 2: Begriffe für Messmittel (Ausgabe: 2005-10)

Teil 3: Auswertung von Messungen einer einzelnen Messgröße, Messunsicherheit (Ausgabe: 1996-05)

Teil 4: Auswertung von Messungen; Messunsicherheit (Ausgabe: 1999-02)

Leitfaden zur Angabe der Messunsicherheit beim Messen

Beuth Verlag GmbH, Berlin 1995, ISBN 3-410-13405-0, 1. Auflage

Deutsches Institut für Normung e. V. (DIN, Hrsg.)

ENV 13005:1999

Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen

Beuth Verlag GmbH, Berlin

DIN ISO 5725

Genauigkeit (Richtigkeit und Präzision) von Messverfahren und Messergebnissen

Teil 1: Allgemeine Grundlagen und Begriffe (ISO 5725-1 : 1994), Ausgabe: 1997-11

Teil 2: Grundlegende Methode für Ermittlung der Wiederhol- und Vergleichpräzision eines vereinheitlichten Messverfahrens (ISO 5725-2:1994 einschließlich Technisches Korrigendum 1:2002), Ausgabe: 2002-12

Teil 3: Präzisionsmaße eines vereinheitlichten Messverfahrens unter Zwischenbedingungen (ISO 5725-3:1994 einschließlich Technisches Korrigendum 1:2001), Ausgabe: 2003-02

Teil 4: Grundlegende Methoden für die Ermittlung der Richtigkeit eines vereinheitlichten Messverfahrens (ISO 5725-4:1994), Ausgabe: 2003-01

Teil 5: Alternative Methoden für die Ermittlung der Präzision eines vereinheitlichten Messverfahrens (ISO 5725-5:1998) Ausgabe: 2006-04

Teil 6: Anwendung von Genauigkeitswerten in der Praxis (ISO 5725-6:1994 einschließlich Technisches Korrigendum 1:2001), Ausgabe 2002-08

ISO 21748:2010-10

Guidance for the use of repeatability, reproducibility and trueness estimates in measurement uncertainty estimation

In statistischer Hinsicht lässt sich Messgenauigkeit (siehe Abb. 1.12) unterschiedlich charakterisieren:

³<http://www.opticalstrain.org> (Stand Februar 2014)

Zielgenauigkeit (accuracy) beschreibt den Abstand eines Messergebnisses vom tatsächlichen Wert.

Präzision (precision) ist dagegen ein Synonym für Streuung und gilt als Indikator für die innere Stabilität einer Messkonfiguration bzw. eines Messverfahrens.

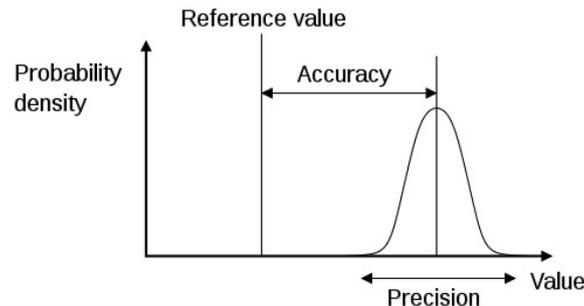


Abbildung 1.12: Unterschied zwischen Zielgenauigkeit und Präzision [1]

Es ist zu erwarten, dass die Ergebnisse aus Messungen im selben Labor und mit gleicher Messeinrichtung mit anderen Ergebnisgenauigkeiten behaftet sind als Reproduktionen in externen Labors.

Unter Bezug auf zuvor erwähnte Publikationen versteht man unter **Auflösung** (resolution) die kleinste Größe eines Messwertes (z. B. Verschiebungen, Verzerrungen, Neigungen, ...), die über dem Rauschlevel erfassbar ist. Sie wird mittels der Standardabweichung des Verformungs- bzw. Verzerrungsfeldes beschrieben.

Im Gegensatz dazu bedeutet **Sensitivität** (sensitivity) den kleinsten Betrag der Messgröße, die durch eine Änderung des Signals (üblicherweise bezogen auf die Sensitivität einer CCD-Kamera und die damit verbundene Digitalisierung) ausgelöst wird. Bedingt durch das Kamerarauschen liegt die Auflösung über der Sensitivität. Zur Bestimmung der Sensitivität sind Mittelwert und Standardabweichung der Messgrößen an einem stationären Objekt unter realen Testbedingungen zu bestimmen. Fehler im Geometriemodell der Software können durch Messungen an Starrkörperverschiebungen erfasst werden.

Möglichkeiten zur **Abschätzung der maximalen Auflösungsmöglichkeit** von konkreten Messkonfigurationen bestehen entweder in der Auswertung von Bildserien am undeformierten Zustand oder durch die Aufbringung von Starrkörperverschiebungen im Subpixelbereich. Sind im ersten Fall alle Verformungskomponenten null, bedeutet jeder Messwert ungleich Null einen Messfehler. Messfehler können auch innerhalb des Messbereiches variieren. Je mehr Kameras auf ein Messfeld gebündelt sind, umso genauer fallen die Messergebnisse aus.

Unter **räumlicher Auflösung** wird definitionsgemäß der kleinste Abstand zwischen absolut unabhängigen Messpunkten verstanden. Bei DIC-Messungen wäre die räumliche Auflösung den Abmessungen der Facettengröße gleichzusetzen und nicht dem u. U. kleineren Abstand der Mittelpunkte. Immerhin wird eine Überlappung von Facetten bereits als eine Glättung und damit Aufbereitung von Messdaten durch Filter interpretiert. Die Erfahrung hat jedoch gezeigt, dass Überlappungen in der Größenordnung der halben Facettengröße durchaus als unbedenklich eingestuft werden können.

Begleitinformation zur Versuchsdokumentation

Um von externer Seite die Qualität von DIC-Messergebnissen hinsichtlich Aussagekraft und Zuverlässigkeit nachzuvollziehen und beurteilen zu können, sollten gemäß Tabelle 1.1 folgende Angaben zur verwendeten Hardware, zu geometrischen Verhältnissen sowie Genauigkeiten der Messkonfiguration in die Versuchsdokumentation mitaufgenommen werden:

Tabelle 1.1: Beispiel einer Begleitinformation mit Messparameter

Kamera-Setup	2D, 1-Kamera-System
Kamerarauschen	0,7 %
Größe der Facette, Stützpunkt Abstand	21 Pixel, 13 Pixel
Interpolationsfunktion	Kubische Splines
Formfunktion	affine
Korrelationskriterium	ZNSSD
Glättung der Rohdaten	nach Gauss
Anzahl der Messpunkte	12030
Anzahl der Bilder, Frequenz der Aufnahme	261, 1 Hz
Umrechnung von [Pixel] in [mm]	1 Pixel = 0,085 mm
Räumliche Auflösung	21 Pixel (= 1.78 mm)
Verschiebungen (in bzw. aus der Ebene)	
Mittelwert der Nullmessung	0.004 Pixel
Standardabweichung der Nullmessung	0.011 Pixel (= 0.94 μm)
Verzerrungen (in X- bzw. Y-Richtung)	
Mittelwert der Nullmessung	0.004 Pixel
Standardabweichung der Nullmessung	0.011 Pixel (= 0.94 μm)
Glättungsalgorithmus Kontur	keine
Glättungsalgorithmus Verformungen	Spline (3, 0)

Vor einer Messaufgabe sind also unbedingt von einem stationären Messobjekt mindestens zwei Bildserien aufzunehmen und mittels DIC-Software auszuwerten (= Mittelwert und Standardabweichung für die Verschiebungs- bzw. Verzerrungskomponenten). Der Mittelwert sollte grundsätzlich kleiner als die Standardabweichung sein. Andernfalls wäre dies ein Hinweis auf ein noch nicht erkanntes bzw. noch zu lösendes Problem.

A.2 Prinzipielle Funktionsweise

In Fall des hier näher zu beschreibenden Messsystems *Digital Image Correlation* (DIC) wird die Verfolgung individueller Messpunkte über mehrere Belastungsstufen hinweg üblicherweise durch zwei Kameras wahrgenommen und die Identifikation zusammengehöriger Messpunkte mittels digitaler Kreuzkorrelation bewerkstelligt, ohne die zu untersuchende Oberfläche vorab mit einer Vielzahl unverwechselbarer Markierungspunkte bestücken zu müssen. Ein örtlich begrenztes Feld (Facette, Teilfläche, Subset) aus unterschiedlichen Grautönen, erfasst durch das Sensorfeld einer Kamera in digitalisierter Form, reicht also aus, um einen Messpunkt zu definieren und als solchen wieder zu erkennen. Dies ist auch der Fall, wenn dessen Erscheinungsbild

sich durch zwischenzeitliche Verformungen (Größenskalierung bzw. Schubverzerrung) unter Last- oder Temperatureinwirkung verändert hat.

Zur Erhöhung der Verfolgbarkeit von Verschiebungsgrößen auch im Subpixelbereich wird das Grauwertemuster einer Teilfläche, repräsentiert durch die Matrix analoger Werte der Sensoren, zusätzlich um Interpolationsfunktionen ergänzt. Damit stehen für die Korrelation auch weitere Informationen wie Gradienten bzw. Funktionswerte zwischen benachbarten Sensoren (= Subpixelauflösung) zur Verfügung.

Um die Wiedererkennungsqualität von Facetten, deren Erscheinungsbild durch zwischenzeitliche Bauteilverformungen vom ursprünglichen Zustand abweichen kann, für die Korrelationsberechnung zu erhöhen, werden Formfunktionen dem Grauwertemuster je Facette unter Wahrung der Einzigartigkeit der Signatur überlagert. In Abhängigkeit des Typus der Veränderung (Starrkörperverschiebung, Dehnung in beiden Richtungen, globale Vergrößerung oder Verkleinerung bzw. Schubverzerrung) werden analog zur FEM unterschiedlichste Funktionsansätze verwendet.

Aus dem mittels Stützpunktraster festgelegten Verschiebungsfeld – visualisierbar auch als stetiger Konturplot – können nachträglich Verzerrungskomponenten abgeleitet werden, welche — gedanklich skaliert mit zugehörigen lokalen Materialsteifigkeiten — sehr gut das Spannungsfeld an der Oberfläche widerspiegeln und zur Validierung numerischer Berechnungen herangezogen werden können.

Die für eine Verformungsmessung erzielbare Genauigkeit liegt mindestens im Subpixelbereich und beträgt bei guter Bildqualität ca. $1/100$ bis $1/50$, bei schlechter Bildqualität und Hochgeschwindigkeitsmessungen ca. $1/50$ bis $1/20$ und bei Rasterelektronenmikroskopie (SEM) ungefähr $1/20$ der Pixelgröße in der Bildebene. Sie ist somit abhängig von der Größe des Messbereiches und der Kameraauflösung. Bei entsprechender Datenaufbereitung kann auch für die Verzerrungen eine Größenordnung der Genauigkeit von ungefähr $0,0001$ ($=100\mu\epsilon$) erwartet werden.

Der schematische **Ablauf einer Messaufgabe** gliedert sich wie folgt:

- Probenvorbereitung (= Aufbringen eines geeigneten Speckelmusters).
- Kalibrierung der Messvorrichtung
- Aufnahme von Einzel- oder Stereobildern (grabbing) zu Beginn und während des Versuchsprogrammes
- Auswertung von Messpunkten mittels Kreuzkorrelation (= matching)
- Postprocessing der identifizierten Messpunkte z. B. Ermittlung räumlicher Koordinaten mittels Triangulierung, Visualisierung durch Verschiebungsplots, Rückrechnung von Verzerrungen, Schnittführungen, ...

A.3 Konfigurations- und Anwendungsmöglichkeiten

Mit einem DIC-System können je nach verfügbarer Hardware-Ausstattung folgende Messaufgaben durchgeführt werden:

- **Messungen an ebenen Bauteiloberflächen**

Bei einer Minimalausstattung mit nur einer Kamera können sowohl Verformungen ebener Oberflächen (in-plane) gemessen als auch Verzerrungskomponenten rückgerechnet werden. Voraussetzungen dafür sind allerdings sowohl exakte Planparallelität der Oberfläche des Probekörpers mit der Sensorplatte der Kamera als auch ein weitgehender Ausschluss von Verformungskomponenten aus der Messebene. Mit einer signifikanten Verfälschung der Ergebnisse in der Ebene der Messoberfläche ist jedenfalls zu rechnen, wenn während der Versuchsdurchführung auch Probekörperverformungen aus der Bauteilebene auftreten. Effekte infolge von Querdehnung in Fall ebener Spannungszustände sind u. U. gesondert zu prüfen. Erkennbar wird dieses Phänomen selbst bei kleinsten Verformungskomponenten aus der Ebene in Form von zusätzlichen Verzerrungskomponenten in der Ebene der Oberfläche des Versuchskörpers. Ihre Größe lässt sich errechnen aus dem negativen Verhältnis der Verformungskomponente aus der Ebene zum Normalabstand der Messfläche von der Linsenhauptebene. Diese Verzerrung wird der tatsächlichen Materialverzerrung in der Ebene überlagert.

- **Messungen an gekrümmten Bauteiloberflächen**

Eine Messung mit zwei Kameras ist vergleichbar mit dem Funktionsprinzip des menschlichen Sehapparates: Zwei ebene Bilder werden zu einer räumlichen Wahrnehmung synthetisiert. Voraussetzung dafür ist eine zeitliche Synchronisation der Bildaufnahme durch ein zuverlässiges Trigger-System. Mit einem 2-Kamera-System können nur jene Punkte einer beliebig gekrümmten Oberfläche erfasst werden, welche von beiden Kameras aus gleichzeitig sichtbar und identifizierbar sind.

Auch wenn diese Messprozedur eines 1-Kamera-Systems ähnlich ist und im Prinzip nur um den Zwischenschritt der Ausrichtung eines Bildpaares zueinander (Epipolar-Ebene) und die Triangulation ergänzt wird, ist die Auswertung und Interpretation von Verschiebungen bzw. Verzerrungen wesentlich komplexer und anspruchsvoller. Die die lokale Zuordnung eines Koordinatensystems bei sich verändernder Oberfläche erfordert zusätzliche Maßnahmen und Settings.

Besondere Bedeutung bei 3D-Messungen kommt dem Kalibrierungsprozess zu, da die Basisinformationen für die Triangulierung (Basislänge und Winkelverschränkung zwischen den Kameraachsen) nicht a priori gegeben sind, sondern erst aus einer Serie von Bildern rückgerechnet werden müssen.

- **Messungen gesamter Körperoberflächen**

Eine Zusammenführung der Messergebnisse von mehreren 2-Kamera-Systemen auf unterschiedlichen Flächen eines Bauteils in ein Koordinatensystem ist möglich, wenn diese gekoppelt werden. Hierzu gibt es mehrere Möglichkeiten:

- Überlappung der Sichtflächen benachbarter Kameras: Beispielsweise kann mit einem 8-Kamera-System die Oberfläche eines Zylinders vollständig erfasst werden, auch wenn nur eine einseitig bedruckte Kalibrierplatte zur Verfügung steht.

- Einsatz von beidseitig bedruckten Kalibrierplatten definierter Dicke oder eines all-seits bedruckten Kalibrierwürfels: Hierzu müssen sich die Sichtbereiche benach-barter Kameras nicht mehr überlappen. Ein typischer Einsatz dafür wäre z. B. die Dickenmessung von flächigen Bauteilen (= Gemälde).

A.4 Anbieter am Markt

Die anfänglich auf universitärer Ebene entwickelten Algorithmen für digitale Bildverarbeitung und Bildkorrelation werden heute auch von kommerziellen Softwareanbietern weiterentwickelt und inklusive Hardware vertrieben. Nachstehende Übersicht (Stand Februar 2014) enthält – ohne Anspruch auf Vollständigkeit – bekannte Namen und Systembezeichnungen, wie sie in Publikationen immer öfter anzutreffen sind:

- Correlated Solutions, Inc., Systeme: VIC-2D und VIC-3D
Webseite: www.correlatedsolutions.com
- DANTEC DYNAMICS GmbH
Systeme: Q400, Q450, Q800
Webseite: www.dantecdynamics.com
- GOM – Gesellschaft für Optische Messtechnik
Systeme: ARAMIS, PONTOS, TRITOP
Webseite: www.gom.com
- LaVision
Systeme: StrainMaster 2D und 3D
Webseite: <http://www.lavision.de>
- Catholic University College Ghent (MeM2P)
Systeme: MatchID-2D und 3D
Webseite: <http://www.matchid.org>

In Abhängigkeit der Leistungsparameter der verwendeten Kameras hinsichtlich maximaler Bildfrequenz können diese DIC-Messverfahren sowohl für quasistatische Vorgänge als auch Hochgeschwindigkeitsversuche eingesetzt werden.

A.5 Hinweise zur praktischen Durchführung

Der folgende Abschnitt enthält Hinweise zur erfolgreichen Durchführung von DIC-Messungen, die im Zuge einer Vielzahl von eigenen praktischen Messprojekten gesammelt wurden:

Aufgaben in der Planungsphase

Noch vor Durchführung einer Messaufgabe sind eine Reihe vorbereitender Maßnahmen und Entscheidungen zu treffen, um in der Phase der Versuchsdurchführung die Gefahr von Verzögerungen und Fehlern zu minimieren:

Wahl des Linsensystems

Die versuchstechnischen Randbedingungen wie die Größe der zu erfassenden Fläche, die benötigte Tiefenschärfe als auch der mögliche Abstand der Kameras untereinander bzw. zum Messobjekt erfordert die gezielte Auswahl eines geeigneten Linsensystems. Manche Hersteller von Linsensystemen bieten hierfür eine eigene Software (z. B. Gaußoptik des Herstellers *Schneider-Kreuznach*) an, um diese Planungstätigkeit noch ohne Probekörper und Versuchseinrichtung durchführen zu können.

Die Charakteristik eines Linsensystems wird ausgedrückt durch dessen Brennweite und Blendenzahl. Die Fähigkeit der Vergrößerung eines Linsensystems ist definiert durch das Verhältnis M (= Objektgröße/Bildgröße) und ist beeinflussbar durch die Faktoren Brennweite und Abstand des Objektes zur Kamera. Durch Einsatz von Zwischenringen zwischen Kamera und Linsensystem lässt sich die Brennweite kostengünstig verändern.

Eine Veränderung der Blendenzahl, definiert als Verhältnis von Brennweite zum Durchmesser der tatsächlichen Lichtdurchtrittsöffnung hinter dem Linsensystem hat vielfältige Auswirkung wie benötigte Lichtintensität auf das Messobjekt, Belichtungszeit, Tiefenschärfe und die Grenzen der Auflösung in der Sensorebene.

Das Linsensystem muss auf die Größe der Sensorplatte angestimmt sein. C-Mount-Systeme werden in Industrieanwendungen für kleine (1/3 bis 1/2 inch), F-Mount-Systeme in der Fotografie für größere (2/3 bis 1 inch) Sensorplatten verwendet. Wird z.B. ein C-Mount-Linsensystem auf eine Kamera mit großer Sensorplatte montiert, kann das volle Blickfeld der Sensorplatte nicht ausgenutzt werden, erkennbar am Phänomen der Eckabschattung.

Linsensysteme mit fester Brennweite liefern die beste Bildqualität. Die kompakte Bauweise minimiert das Ausmaß der Linsenverzerrung. Die erreichbare Vergrößerung ist jedoch nur durch die Veränderung der Entfernung von Messobjekt zur Kamera zu bewerkstelligen. Linsensysteme mit variabler Brennweite sind schwerer, erleichtern jedoch die Anpassung des Messaufbaus an komplizierte bzw. beengte Versuchskonfigurationen. Telezentrische Linsensysteme haben den Vorteil eines festen Vergrößerungsverhältnisses unabhängig von der Entfernung zum Messobjekt, somit optimal geeignet für reine 2D-Messungen (= 1-Kamera-System). Die Blenden­ebene liegt hierbei exakt im Abstand der Brennweite zwischen Linse und Bildebene. Diese Bauweise benötigt jedoch eine gute Beleuchtung der Messfläche.

Mit Linsensystemen kleiner Brennweite können auf kurze Distanzen zum Messobjekt große Messflächen erfasst werden. Mit zunehmendem Abstand der Messstellen von der Kameraachse erhöht sich jedoch auch das Messrauschen. Linsensysteme mit größerer Brennweite sind diesbezüglich unempfindlicher.

Das tatsächliche Auflösungsvermögen eines Kamerasystems ist jedoch ein Wechselspiel zwischen Linsensystem und Sensorplatte. Das limitierende Element ist jedoch meist die Sensorplatte, da ein Linienpaar (Lp), bestehend aus einer schwarzen und weißen Linie, mindestens 2 Pixel

benötigt, um zuverlässig erkannt und aufgelöst zu werden. Diese Grenze ist auch erkennbar am Effekt der Null-Vergrößerung: Wird die Blendenöffnung verkleinert (= Vergrößerung der Blendenzahl), reduziert sich die Schärfe der Kantendarstellung eines Speckelmusters. Auch bei weiterer Vergrößerung werden keine weiteren Details mehr sichtbar. Die Kontrastübertragungsfunktion (modulation transfer function, MTF) stellt den Zusammenhang zwischen der Feinheit der Strukturen (in L_p/mm) und deren wiedergegebenem Kontrast dar.

Produktionsbedingt weisen alle Linsensysteme eine gewisse Verzerrung auf. Diese ist meist radial und kann üblicherweise durch die DIC-Software im Zuge des Kalibrierungsprozesses kompensiert werden.

Applikation eines geeigneten Speckelmusters:

Als Speckelmuster ist grundsätzlich alles geeignet, womit unregelmäßig verteilter Kontrast in einem Bild erzeugt werden kann. Wird hierfür Farbe verwendet, darf sie die Probenoberfläche chemisch nicht verändern und die Struktur nicht versteifen. Sie muss darüber hinaus weich genug sein, um den Strukturverformungen ohne Bruch folgen zu können und als flache Schicht ohne Oberflächenstrukturierung applizierbar sein. Es empfiehlt sich, die Erstversuche von DIC-Messungen durch DMS oder Extensometer zu begleiten und zu kontrollieren.

Für die Herstellung stehen im einfachsten Fall handelsübliche Sprühdosen mit Farbe oder Kreide, Brush- oder Ätz-Systeme, Musterstempel, Bürstenabdrucke oder auch Gold- bzw. Tonerstaub zur Verfügung. Das Ergebnis von Sprühdosen ist erfahrungsgemäß für Abmessungen eines Messfeldes zwischen 5 mm bis 150 mm geeignet, da damit nur schwer größere Punkte erzeugt und auch nicht zuverlässig reproduzierbar sind. Leider reicht die natürliche Oberflächenfärbung nur selten aus, um als ausreichend kontrastreiches Speckelmuster dienen zu können.

Um den Kontrast zu erhöhen, empfiehlt es sich, den Untergrund in weiß flächendeckend vorzubereiten und anschließend das Zufallsmuster in schwarz aufzubringen. Bei einer Wahl der Facettengröße im Zuge der späteren Auswertung von ca. 17×17 Pixel sollte die Punktgröße ca. 3 bis 5 Pixel betragen, womit von mindestens 3 Speckelpunkten je Facette ausgegangen werden kann.

Probleme entstehen, wenn die Speckelpunktgröße zu klein wird und in der Größenordnung der Pixelgröße zu liegen kommt. Die Folge ist eine Modulation (aliasing) der Ergebnisse. Dies scheint das größte und auch am schwersten festzustellende Problem dieser Messtechnik zu sein. Sie entsteht, wenn ein hochfrequentes Messsignal bedingt durch die physikalische Abmessung des Einzelsensors nicht in der nötigen Häufigkeit erfasst werden kann, um es zuverlässig wiederzugeben. Die Problematik besteht vor allem darin, dass die modulierte Information als Rauschen des Bildes wahrgenommen wird und ebenfalls für Irritationen in der Phase der Interpolation des Speckelmusters mitverantwortlich ist. Im Fall eines zu kleinen Punktmusters wird die tatsächliche Lokalisierung des Punktes durch das Sensorfeld nicht mehr richtig wiedergegeben. Auch eine Verkleinerung des Füllfaktors im Zuge der Kameraeinstellung führt zu einer Verschlechterung der Ergebnisse. Eine Modulation der Ergebnisse ist sehr leicht an der Bänderung von Konturplots zu erkennen. Eine Rettung der Ergebnisse kann entweder durch niedrig frequente Filter im Zuge des Postprocessings oder bereits zuvor auf der Ebene der Bildrohdaten erfolgen. Hierzu wird der Zentralpixelwert einer Facette durch das gewichtete Mittel der Nachbarpixel ersetzt. Ausreißer werden damit nicht mehr in die Berechnung miteinbezogen.

Auf jeden Fall ist eine streifenartige Richtungsabhängigkeit des Speckelmuster zu vermeiden, da dadurch eine Auswertung senkrecht dazu u. U. unmöglich gemacht wird.

Abschließend ist anzumerken, dass Speckelmuster auch mittels Laser erzeugt oder ein synthetisch generiertes Muster aufprojiziert werden kann, wenn nur Konturmessungen erforderlich sind ohne Bedarf an nachfolgender Auswertungsmöglichkeit von Verformungsgrößen. Eine Auswertung von Verschiebungskomponenten bzw. Verzerrungen ist nur möglich, wenn das Speckelmuster auch fest mit der Oberfläche verbunden ist.

Auswahl eines geeigneten Beleuchtungssystems:

Viele Probleme im Zuge der Herstellung eines guten Speckelmusters sind kompensierbar durch eine gute Beleuchtung. Ziel jedes Beleuchtungsarrangements sind möglichst gleichmäßige und diffuse Lichtverhältnisse im gesamten Messfeldbereich. Scharfe Kanten infolge von Schattenbildung stellen bei reinen Konturmessungen zwar kein Problem dar, können jedoch bei Verformungsmessungen durch Wandern der Schattengrenze zu Erkennungsproblemen einzelner, in der Übergangszone liegender Facetten führen. Reflexionen besonders bei metallischen Oberflächen und damit verbundene Überbelichtung sind vermeidbar durch Anordnung der Lichtquellen von der Seite und nicht in der Achse der Kamera. Sind signifikante Veränderungen der Oberflächen z. B. infolge von Verformungen während des Versuches zu erwarten, ist deren Auswirkung auf eine mögliche Veränderung der Beleuchtungsqualität bereits im Vorfeld zu überprüfen. Meist führt die Verwendung vieler Lichtquellen, von indirekter Beleuchtung bis hin zum Einsatz von Blendschirmen – wie in Fotostudios üblich – zu den besten Ergebnissen. Erzeugen Lichtquellen zu viel Wärme, muss diese durch Gebläse abgeführt werden.

Fluoreszierendes Licht z. B. aus Leuchtstoffröhren sollte wegen des Flackerns und damit möglicherweise verbundener Probleme mit der Belichtungszeit vermieden werden. Licht aus *Glasfasern* ist günstig wegen des geringen Wärmeeintrags auf die Messprobe. *LED-Panels* sind gut und liefern in der Regel diffuses Licht bei guter Intensität und geringem Wärmeeintrag auf den Probekörper. *Monochromatisches Licht* kann u. U. vorteilhaft sein zur Reduktion chromatischer Abweichungen.

Bei der Auswahl der Lichtquelle ist es hilfreich, auch die Empfindlichkeit der Sensoren auf unterschiedliche Wellenlängen des Lichtes zu kennen. Hersteller von Kameras stellen diese Information in Form von Diagrammen zur Verfügung. Durch Einsatz von monochromatischem Licht im optimalen Bereich der Sensorempfindlichkeit kann z. B. der Kontrast wirksam verstärkt werden.

Aufbau der Messtechnik

Die Messtechnik umfasst prinzipiell folgende Komponenten: Kameras auf Einzelstativen oder kombiniert auf Waagbalken mit Kabelverbindung zur Verteiler- bzw. Triggerbox, Leitreechner und Beleuchtungskörper. Angesichts der sensiblen Messtechnik ist eine stabile Stromversorgung sicherzustellen und auf einen festen Sitz der Kabel am besten durch zusätzliche Schraub-sicherung zu achten. Wenn immer möglich, sind die Signale der Prüfmaschine bzw. zusätzlichen Sensoren wie z.B. DMS oder Wegaufnehmer über die Anschlussbuchsen (= Analoganschluss) der Verteilerbox digital mitzuverarbeiten. Damit kann im Zuge der Auswertung der Konnex zum mechanischen Belastungszustand leichter und zweifelsfrei hergestellt werden.

Die Linsensysteme sind möglichst vor Verschmutzung zu schützen bzw. auf etwaige Verschmutzung laufend zu überprüfen. Durch Rotation der Linse und Fokus auf einen homogenen Hintergrund bei großer Blendenöffnung kann leicht festgestellt werden, ob sich Schmutz auf der Linsenoberfläche oder auf der Bildsensorplatte befindet.

Die Anordnung der Kameras unterliegt unterschiedlichen Randbedingungen:

Einerseits hat sie so zu erfolgen, dass das Messfeld mit dem Sichtfeld der Kamera weitgehend übereinstimmt und somit die maximale Pixeldichte ausgenutzt werden kann. Die Ausdehnung von Randzonen ist derart zu wählen, dass stets die gesamte Messzone inklusive zu erwartender Verschiebungen im Blickfeld der Kameras zu liegen kommt.

Andererseits sind zur Durchführung von Triangulierungsaufgaben mindestens zwei Kameras auf einer gemeinsamen Basis zu montieren. Die Fokussierung auf ein gemeinsames Messfeld bedeutet eine gegenseitige Verschwenkung zueinander. Im Folgenden wird der Dreieckswinkel zwischen den beiden Kamera-Mittelachsen, also in Opposition zur gemeinsamen Montagebasis, als Stereowinkel bezeichnet. Ein zu kleiner Stereowinkel zwischen den zusammenwirkenden Kameras führt zu überproportionalem Ansteigen der Messunsicherheit. Er sollte mindestens 20° betragen.

Grundsätzlich ist das Setup des Kamerasystems ein Zusammenspiel von Bildgröße, Brennweite und Stereowinkel. Größere Stereowinkel liefern bessere Ergebnisse aus der Messebene, sofern diese im Hauptfokus der Messaufgabe stehen. Bei Verwendung größerer Brennweiten verbessern sich auch die Ergebnisse in der Messebene. Sind dennoch große Stereowinkel in Kombination mit kurzen Brennweiten versuchsbedingt notwendig, wird sich der Bereich der Auswertung mit hoher Messgenauigkeit auf die Bildmittelzone beschränken.

Für das Scharfstellen empfiehlt es sich, die Blende der Kameralinsen ganz zu öffnen und bei minimaler Tiefenschärfe das Zentrum der Messfläche – allerdings auch unter Berücksichtigung späterer Verformungen – anzuvisieren. Das am IMWS in Verwendung stehende System Q-400 bietet zudem einen Indikator in Form eines Schärfefaktors. Das Erreichen des Maximalwertes ist gleichbedeutend mit der optimalen Bildschärfe und zugleich auch mit optimalen Kontrastbedingungen für die spätere Bildkorrelation. Erst nach Fixierung der Feststellklemme des Linsensystems sollte die Blende wieder verkleinert werden, jedoch nur so weit, um die benötigte Tiefenschärfe auch auf den gesamten, gegen die Sensorplatte der Kamera verschwenkten Messbereich im Falle einer 3D-Messanordnung auszudehnen. Unnötiges Schließen der Blendenöffnung führt zu hoher Belichtungszeit, was besonders bei flackerndem Raumlicht, Bildaufnahmen während kontinuierlicher und rascher Belastungsaufbringung oder auftretenden Erschütterungen zu Problemen führen kann.

Dank unterschiedlicher Optionen für die Anzeige können beim System Q-400 mit der Einstellung "GrayMinMax" Bereiche mit Reflexion bzw. Überbelichtung erkannt und Gegenmaßnahmen wie z. B. Adaption der Messfeldbeleuchtung getroffen werden.

Kalibrierung des Systems:

Für die Kalibrierung macht es keinen Unterschied, ob die Kalibrierplatte in unmittelbarer Nähe der Messoberfläche oder im ausgeschwenkten Zustand (= Rotation um die Drehachse des Waagbalkens eines 2-Kamera-Systems) im Schärfebereich der Kameras durchgeführt wird. Entschei-

dend ist, dass dabei die gegenseitige Position der Kameras nicht verändert wird und die Originalposition in der Phase des Scharfstellens der Linsen auf das Messfeld problemlos wieder herstellbar bleibt. Nur bei beidseits bedruckten Kalibrierplatten ist durch die damit explizit verbundene räumliche Koppelung der Koordinatensysteme beider Kamerapaare ein Ausschwenken nicht möglich!

Es sollte – je nach Verfügbarkeit – die größtmögliche, zum Messfeld passende Kalibrierplatte gewählt werden. Bei Verwendung zu kleiner Mustergrößen verschlechtern sich die Ergebnisse der Kalibrierung bzw. kann der Prozess auch zu keinen Ergebnissen führen.

Während des Kalibrierprozesses sollte das Paneel gleichmäßig ausgeleuchtet und in der Phase der Bildaufnahme ruhig gehalten werden. Nötigenfalls sind temporäre Unterstützungspunkte durch ein zusätzliches Stativ sicherzustellen. Eine Kombination von Kalibrierplatten mit Aufdruck in den Farben schwarz/weiß und die Verwendung von Rotlicht führt dank verstärkter Kontrastbildung stets zu guten Ergebnissen.

Für die Rückrechnung der Parameter ist es wichtig, das Kalibriermuster in unterschiedlichen räumlichen Orientierungen abzubilden. Zum Ausfüllen des gesamten Messvolumens sind u. U. mehrfache Translationen erforderlich, ergänzt durch Rotationen um die Plattennormale und parallel zu beiden Plattenseitenkanten. Die empfohlene Anzahl aufzunehmender Bilder beträgt daher bei einem 2-Kamera-System etwa 10 bis 15 Sequenzen.

Bei extrem großen Bildflächen empfiehlt sich auch eine zweistufige, getrennte Kalibrierung aller für ein Messvorhaben gekoppelten Kameras. Dadurch können kleinere Kalibrierplatten verwendet werden. Die internen wie externen Parameter werden dabei getrennt erfasst.

Folgende Ereignisse können bestehende Kalibriereinstellungen ungültig und eine Neukalibrierung erforderlich machen: Thermische Verformungen der Messbasis während der Messungen, Vibrationen und unbemerktes Lösen von Kamera- bzw. Linsenbefestigungen. Eine nachträgliche Veränderung der Blendenzahl erfordert in jedem Fall eine Neukalibrierung.

Aufnahme von Bildserien

Vor Beginn der eigentlichen Aufnahmen wird empfohlen, das Rauschen der Messergebnisse durch eine Serie von Aufnahmen am unbelasteten Probekörper abzuschätzen. Der zu erwartende Mittelwert sollte demnach Null, die Standardabweichung des Verschiebungsfeldes ein Maß für den Kleinstwert der zu erwartenden Verformungskomponenten sein. Erwartungsgemäß ist das Rauschen der Ergebnisse in der Ebene der Messoberfläche kleiner als aus der Ebene.

Für die Aufnahme von Bildserien stehen mehrere Möglichkeiten zur Verfügung: Entweder wird das Signal manuell ausgelöst oder durch eine benutzerspezifische Routine gesteuert. Dabei können auch Signale von Analoganschlüssen der Prüfmaschine oder gesonderten Messeinrichtungen zur Steuerung bzw. als Abbruchkriterium für die Bildabfolge integriert werden.

Auswertung von Bildserien

In Abhängigkeit der Konfiguration der Kameras können Auswertungen für einzelne, zusammengehörige Kamerapaare oder alle Kameras gesamt durchgeführt werden. Hierzu besteht die Möglichkeit, alle gespeicherten Bilder oder ein Subset in die Auswertung einzubeziehen.

Bei ausreichender Rechnerleistung und nicht zu hoher Frequenz der Bildaufnahme besteht bei manchen Software-Paketen die Option, diesen Auswertungsprozess in Echtzeit parallel zum Prozess der Bildaufnahme ablaufen zu lassen und die Ergebnisse schon während der Versuchsdurchführung mitzuverfolgen.

Die Auswertung beginnt üblicherweise mit der Eingrenzung der auszuwertenden Fläche, der Wahl eines oder mehrerer Startpunkte zur Unterstützung und Beschleunigung des nachfolgenden Korrelationsprozesses, der Berechnung weiterer Startpunkte für alle weiteren Bildsequenzen und der Wahl der Facettengröße. Um die räumliche Auflösung zu erhöhen, kann der Abstand der Stützpunkte (= grid size) durchaus um ein Drittel der Seitenlänge der Facettengröße kleiner gewählt werden, ohne signifikante Auswirkung auf die Qualität der Bildkorrelation.

In Abhängigkeit der Fragestellung bestehen mehrere Möglichkeiten der Auswertung:

- **Sequenzielle Betrachtungsweise**

Üblicherweise wird der unbelastete Zustand als Referenzzustand der Messung definiert. Verformungskomponenten werden berechnet als Differenz zwischen nachfolgenden Messergebnissen und dem Referenzzustand. Im Fall sehr großer Veränderung der Lage der Facetten im Zuge der Versuchsdurchführung empfiehlt es sich, zusätzliche Referenzstufen zwischendurch einzuführen zur Unterstützung des Korrelationsprozesses (= Minimierung des Suchradius bezogen auf die unverformte Lage von Facetten und des Bedarfs an korrigierenden Formfunktionen).

- **Inkrementelle Betrachtungsweise**

Werden Veränderungsdaten für die Verformungs- oder Verzerrungskomponenten benötigt, ist die Differenz der Ergebnisse zwischen aufeinanderfolgenden Bildserien zu bilden. Unter Berücksichtigung von regelmäßigen oder unregelmäßigen Zeitintervallen können daraus auch Geschwindigkeiten berechnet werden.

Der mechanische Hintergrund der *Berechnung von Verzerrungskomponenten* basiert prinzipiell auf der Bestimmung von Gradienten des Verschiebungsfeldes. Die einfachste Methode besteht in der Verwendung endlicher Differenzen zusammengehöriger Verschiebungskomponenten bezogen auf eine reale Länge, vergleichbar mit der Abmessung eines Dehnungsmessstreifens. Bei der Abschätzung der Genauigkeit von damit erzielbaren Ergebnissen ist die Standardabweichung für die Verschiebungsdifferenz doppelt zu nehmen und durch die zugehörige Länge zu dividieren. Der Funktionsverlauf entlang einer Schnittführung ist üblicherweise eine Mischung aus einer nieder- und einer hochfrequenten Oszillation der Ergebnisse.

Glättung (smoothing) von Messergebnissen oder daraus abgeleiteter Größen ist meist unverzichtbar, da Messrauschen sich auf Ableitungen, wie sie zur Berechnung von Verzerrungen oder Geschwindigkeiten benötigt werden, negativ auswirkt. Numerische Differentiation sollte daher grundsätzlich erst nach Glättung des Verschiebungsfeldes angewendet werden. Die Aufgabe des Filterungsprozesses ist es, das eigentliche Messsignal vom Messrauschen zu trennen. Hilfreich für eine geeignete Grenzziehung kann auch eine Analyse im Spektralbereich mittels FFT (Fast Fourier Transformation) [14] sein.

Ergebnisdarstellung

Die Ergebnisdarstellung ähnelt der einer FEM-Berechnung. In Abhängigkeit der Aufgabenstellung können verschiedenste Informationen wie Konturkoordinaten, Verformungskomponenten mit und ohne Starrkörperverschiebungsanteile, Verzerrungskomponenten nach den bekannten Theorien der Kontinuumsmechanik berechnet und zugehörige Angaben hinsichtlich Genauigkeit (= Standardabweichung) in Form von Konturplots angezeigt oder als Funktion entlang frei wählbarer Schnittführungen dargestellt werden.

Zur Kompensation des Rauschens von Messergebnissen stehen wiederum Glättungsalgorithmen zur Verfügung. Dabei werden für die lokale Auswertung entweder mehrere benachbarte Punkte mit einbezogen oder das gesamte Messfeld mit einer auf Splinefunktionen basierenden Glättungsfläche überzogen.

Strategien zur Aufbereitung von Messergebnissen

Ein wesentlicher Vorteil von DIC-Verfahren besteht darin, dass die Strategie der Auswertung erst nach Versuchsdurchführung gewählt und an unterschiedlichste Fragestellungen angepasst werden kann. Die Wahlfreiheit wird lediglich durch die Spezifikation des Speckelmusters, welches auf die Pixel-Auflösung der Kameras abzustimmen ist, eingeschränkt.

Im Folgenden werden verschiedene Strategien bzw. Parametereinstellungen vorgestellt, mit denen sowohl der Inhalt als auch die Qualität der Ergebnisse beeinflussbar sind:

- **Veränderung der Facettengröße**

Die Facettengröße ist grundsätzlich frei wählbar, jedoch nach unten durch das Speckelmuster begrenzt. Eine Facette sollte zumindest 3 Speckelpunkte enthalten.

Wird eine kleine Facettengröße gewählt, können schräge Berandungen messtechnisch genauer erfasst werden. Mit Erhöhung der Facettengröße steigt der Rechenaufwand für die Korrelationsberechnung. Allerdings verbessern sich damit auch die Chancen auf eine vollflächige Bildauswertung im Fall von schlechter Bildqualität. Eine Erhöhung der Facettengröße reduziert zwar das Rauschen von Verzerrungsergebnissen, geht allerdings zu Lasten der räumlichen Auflösung.

- **Veränderung des Stützpunktabstandes**

Die Verkleinerung des Stützpunktabstandes bedeutet eine Erhöhung der räumlichen Auflösung und Informationsdichte speziell auch im Kontext mit schräger Berandung des Messobjektes. Üblicherweise wird der Grundraster an Stützpunkten entsprechend dem Pixelraster der Sensorplatte der Referenzkamera ausgerichtet. Bei manchen Systemen kann der regelmäßige Abstand in horizontaler und vertikaler Richtung vom Benutzer sogar frei gewählt werden.

- **Änderung von Schranken für Residuen**

Nachdem in den Benutzerhandbüchern die zu Grunde gelegten Algorithmen der Korrelation selten ausreichend dokumentiert sind, ist es für den Benutzer oftmals schwierig, diese Parameter strategisch richtig einzusetzen. Die meisten Parameter sind hinsichtlich ihrer Auswirkung in sich verstärkender, aber auch in gegenläufiger Weise verknüpft. In

der Regel werden von Seiten des Herstellers vordefinierte Einstellungen von Parametern für unterschiedliche Bildqualitäten, Ansprüche an die Genauigkeit der Ergebnisse bzw. Dauer der Berechnungszeit angeboten. Von denen durch Überschreiben kann zwar abgewichen werden, deren Auswirkung auf die Ergebnisse ist aber mit Vorsicht und viel Erfahrung zu verfolgen.

- **Glättung von Ergebnissen**

Die Glättung von Rohdaten ist erforderlich, wenn Messrauschen unterdrückt und der Verlauf der Ergebnisse als weitgehend stetige Funktion dargestellt werden soll.

In DIC-Software werden diesbezüglich oftmals unterschiedliche Strategien verfolgt bzw. steht eine Auswahl an Glättungsalgorithmen zu Verfügung:

- Bei der **Mittelwert-Glättung** wird der Zentralwert durch den Mittelwert der Umgebungspunkte ersetzt. Die Verbesserung der Auflösung lässt sich mit \sqrt{n} abschätzen, wobei n die Anzahl der in die Rechnung einbezogenen Stützpunkte bedeutet.
- Bei der **Gaußschen Glättungsmethode** wird der Zentralwert durch ein gewichtetes Mittel benachbarter Stützpunkte ersetzt. Dies wirkt wie ein Tiefpass-Filter und reduziert den Einfluss von Ausreißern.
- Bei der **lokalen Polynom-Glättung** (local regression) wird die Auswertezone durch eine numerisch besser zu beschreibende Ersatzfläche ersetzt. Dafür ist weniger der Grad des Polynoms, mehr jedoch die Anzahl der in die Approximation einzubeziehenden Stützpunkte entscheidend. Da jedem Stützpunkt eine andere Approximationsfläche zugeordnet ist, muss dennoch mit weiteren Unstetigkeiten im Konturplot gerechnet werden. Eine zu große Anzahl von zusätzlichen Hilfsstützstellen bedeutet jedoch auch eine breitere Zone entlang der Messbereichsgrenzen, welche nicht ausgewertet werden kann und für die damit keine Messergebnisse zur Verfügung stehen. Auch wenn definitionsgemäß die virtuelle Größe eines DMS nur den Wirkungsbereich der gewählten Stützpunkte umfasst, sollte die räumliche Auflösung von Verzerrungen um die Facettengröße erweitert werden.
- Bei der **Glättung mittels Splines** (smoothing spline) wird der diskrete Stützstellenraster um eine auf Splinefunktionen gestützte stetige Ersatzfläche ergänzt bzw. ersetzt. Hierbei wird der gesamte Messbereich von einer zusammengehörigen Fläche überzogen, wobei die Dichte der in die Berechnung einfließenden Stützstellen bzw. der maximale Betrag der lokalen Krümmung zur Dämpfung des für Splinefunktionen typischen Auspendelns vom Benutzer frei wählbar sind. Entlang der Berandung des Messbereiches gibt es dennoch häufig Einbußen in der Qualität der Glättung.
- Eine alternative Glättungsmöglichkeit noch vor der Auswertung von Ergebnissen besteht darin, bereits auf der Ebene der Rohdaten (= Pixel) eine **Glättung zusammgehöriger Bildserien durch Mittelwertbildung** durchzuführen und das Ergebnis als quasi neue Bildserienzwischenstufe weiterzuverwenden. Damit kann auch das Messrauschen der Kamera weitgehend ausgefiltert werden.

- **Verwendung von Kameras mit höherer Auflösung:**

Eine Erhöhung der Pixeldichte wirkt sich ebenfalls glättend auf die Ergebnisse aus. Dies ist vor allem bei der Darstellung des Verlaufes von Verzerrungen erkennbar.

Kapitel 2

Stiftförmige Verbindungsmittel im EC5 und baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Statiksoftware

Autoren Georg Hochreiner, Thomas Bader, Karin de Borst und Josef Eberhardsteiner
Publiziert in *Bauingenieur*, 88, S. 275 - 289, 2013

Abstract

Der Eurocode 5 (EC 5) als aktuell gültige Norm zur Bemessung von Holzkonstruktionen enthält umfangreiche Regelungen für stiftförmige Verbindungsmittel (sVM) wie Klammern, Nägel, Schrauben, Stabdübel und Bolzen. Die praktische Umsetzung der generellen Forderungen nach adäquater Berücksichtigung der Nachgiebigkeit von Verbindungen ist jedoch mit dem derzeit verfügbaren Formelwerk für sVM nur schwer möglich.

Mit wachsender Verfügbarkeit von Funktionalitäten zur Modellierung von System- und Material-Nichtlinearitäten auch in kommerzieller Statiksoftware bietet sich nunmehr die Chance, historisch gewachsene Strukturen baustatischer Nachweisführung auf deren Aktualität zu hinterfragen und – soweit möglich – durch effizientere Methoden unter Nutzung zeitgemäßer Hilfsmittel zu ergänzen bzw. sogar zu ersetzen.

Das in dieser Arbeit vorgestellte Stabmodell zeigt, dass es mittels elementarer baustatischer Modellbildung als Stabwerk möglich ist, nicht nur die Ergebnisse der Traglastformeln nach der Theorie von Johansen zu reproduzieren, sondern auch Last-Verschiebungskurven (LVK) für den gesamten Belastungsbereich anzugeben, womit u. a. auch Aussagen zur Höhe der elastischen Grenzlast abgeleitet werden können. Der wesentliche Vorteil dieser Methode besteht darin, Strukturanalysen für Gebrauchslast und Traglast mit nur einem baustatischen Gesamtmodell durchführen zu können ohne Notwendigkeit einer an die jeweilige Belastungsstufe gekoppelten

Nachjustierung von Nachgiebigkeiten für das sVM.

Der vorliegende Beitrag befasst sich mit einem Überblick aktueller normativer Regelungen, der Entwicklung weiterführender Strategien für eine schlüssige Nachweisführung auf Basis materialtechnologischer Grundlagen und der praktischen Umsetzung der entwickelten Ansätze am Beispiel einer einfachen Verbindungsmittelkonfiguration.

Eurocode 5 (EC 5) as the current effective design code for timber structures contains a lot of rules for metal dowel-type fasteners like staples, nails, screws, dowels and bolts. At the moment engineers are not able to fulfil the requirements concerning stiffness of connectors in an adequate mode only by use of the formulas implemented in EC 5.

Growing availability of tools for modelling non-linearities within structures and materials even in commercial structural analysis software offers the opportunity to check traditional structural verifications with respect to their being up-to-date and to add or even replace them by more efficient strategies using modern software tools.

As presented in this paper basic modelling with beam elements is capable not only to reproduce the results according to the formulas of Johansen for the ultimate load but also to predict the load-deformation-curve valid for every load level. Even the load level at the elastic limit can be deduced. Performance of the structural analysis of the whole system for both serviceability and ultimate limit state with only one single model is the big advantage of this approach, since there is no more the need of adjustment of the stiffness according to the corresponding load level.

The current paper deals with a survey of the main design rules for dowel-type fasteners, the development of continuative strategies for a coherent system of approval based on timber specific fundamentals and the handling of the advanced approach using the example of a simple set of a dowel connector.

Keywords

Stiftförmige Verbindungsmittel, Johansen-Theorie, Gebrauchslast, Traglast, Last-Verschiebungskurven, Modellbildung, elastische Grenzlast, Statiksoftware

2.1 Einleitung

Stiftförmige Verbindungsmittel werden für die Übertragung von Scherkräften zwischen Holz- und Stahlbauteilen im Ingenieurholzbau schon seit langem erfolgreich eingesetzt. Das *Einsatzspektrum* ist sehr vielfältig:

Nach ihrer *Bauart* unterscheidet man drei Gruppen: Klammern und Nägel aus meist hochwertigem Stahl mit Drahtdurchmessern von ca. 1,5 mm bis 6 mm, selbstbohrende Schrauben aus vergütetem Stahl mit Nenndurchmessern (=Außengewinde-Durchmesser) von 6 mm bis 13 mm und Stabdübel bzw. Bolzen aus Baustahl mit Durchmessern von ca. 7 mm bis 30 mm. Auf Grund unterschiedlicher Herstellungsprozesse wie Ziehen, Härten oder Walzen ist von nicht homogenen Festigkeiten über den Querschnitt auszugehen. Nur bei Klammern und Nägeln sind neben Kreisquerschnitten auch Rechteckquerschnitte zu finden.

Mit *Bezug zur Faserrichtung* der Holz-Anschlussbauteile können sVM unter beliebigen Winkeln von 0° bis 90° zwischen Stiftachse und Faserrichtung eingebaut werden. In Abhängigkeit von der inneren Struktur der Umgebungsmatrix Holz in den Anschlussbauteilen sind die lokalen

Tragmechanismen (Bettung via Lochleibung oder axialer Verbund via Verzahnung bzw. Schub) hinsichtlich Tragkraft und Steifigkeit sehr unterschiedlich ausgeprägt. Bei Brettspertholz als Anschlussbauteil ändert sich sogar die Materialcharakteristik infolge Rotation der Faserrichtung einzelner Brettlagen im Anschlussbauteil entlang der Achse des sVM.

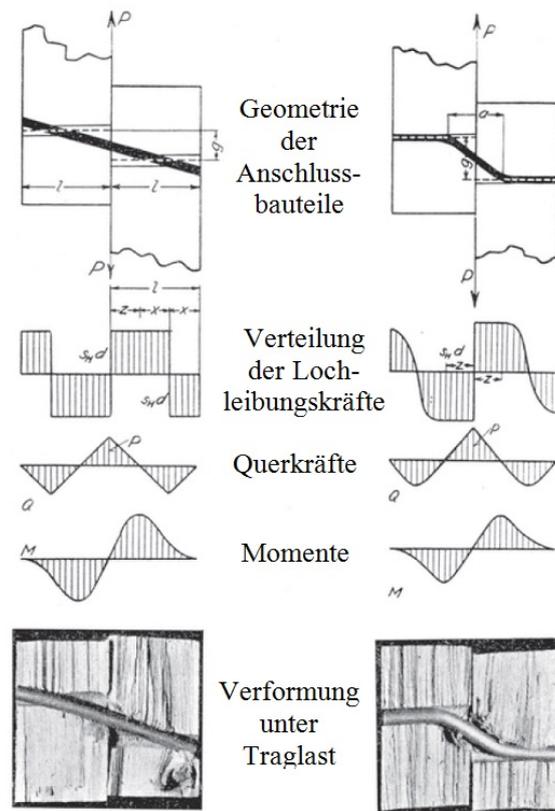
Mit *Bezug zur Scherfläche* können sVM entweder senkrecht ($= 90^\circ$) oder unter einem beliebigen Winkel zwischen Scherfläche und Achse des sVM angeordnet sein. Im letzteren Fall ändert sich der primäre Modus der Lastabtragung via Biegung, Schub und Bettung senkrecht zur Achse des sVM zu Gunsten von Zug- bzw. Druckkräften analog zu geneigten Fachwerksdiagonalen und Schubverbund entlang der umhüllenden Zylinderfläche parallel zur Achse des sVM. Im Nachbruchverhalten kann sich – sofern die Integrität der Verbindung gewahrt bleibt – bei Verlust der axialen Zugtragfähigkeit (=Zugbruch oder Versagen in der Umfangsfläche) erneut der primäre Lastabtragungsmodus auf Biegung einstellen, allerdings mit meist geringerer Traglast und wesentlich höherer Nachgiebigkeit. Im Gegensatz dazu können sich aber auch bei Anordnung der sVM unter 90° zur Scherfläche und Wirksamkeit von Verankerungen in axialer Richtung wie z. B. Beilagscheiben an den Bolzenenden oder kontinuierliche Verzahnung mittels Gewinde mit größer werdender Relativverschiebung der Anschlussbauteile Seileffekte einstellen. Die dabei entstehenden Zugkräfte in Richtung der verformten Längsachse des sVM tragen sowohl auf Grund ihrer Kraftkomponenten parallel zur äußeren Belastung als auch infolge Reibung zwischen den Scherflächen der Anschlussbauteile zur Steigerung der Traglast bei.

Die *äußere Belastung* von sVM kann entweder parallel zur Achse oder in beliebiger Richtung in der Ebene senkrecht zur Achse aufgebracht werden.

Bei der Lastübertragung zwischen Vollholzbauteilen mittels sVM besteht u. U. die Gefahr eines vorzeitigen *Versagens infolge von Sprödbruch* und Verlust der Integrität der gesamten Verbindung. Dafür verantwortlich sind Spaltkräfte senkrecht zur primären Krafrichtung in Abhängigkeit der Belastungsstufe und der Art des sVM. Bei Nägel wird bereits im Zuge des Eintreibens – meist ohne Vorbohren – seitlich Material verdrängt, bei Stabdübel in vorgebohrten Löchern entstehen diese Spaltkräfte erst unter Belastung im Zuge des Fortschritts der Verformungen parallel zur Faser (=Krafrichtung) und seitlicher Materialverdrängung senkrecht zur Faser.

Bereits im Jahr 1949 – noch zu Zeiten der Bemessung mit zulässigen Spannungen unter Gebrauchslast – hat Johansen [5] für die damals in der Baupraxis übliche Anordnung von sVM unter 90° zur Scherfläche Traglastversuche an Holz-Holz-Verbindungen mit unterschiedlichen Konfigurationen durchgeführt und dabei folgende essentielle Beobachtungen gemacht:

- Mit Überschreiten der elastischen Lochleibungsfestigkeit beginnt Holz sich bei Beanspruchung parallel zur Faser in der Kontaktfuge plastisch zu verformen. Wie man aus Bild 2.1 unten an Hand der aufgespaltenen Probekörper erkennen kann, führt dies zu beachtlicher *Hohlraumbildung*. Außerhalb des unmittelbaren Bereichs der Kraftübertragung zeigt die Umgebungsmatrix Holz keine erkennbaren elastischen Verformungen, womit der Anschlussbauteil selbst als weitgehend *unverformtes Referenzsystem* angesehen werden kann. Trotz progressiver Relativverformung der Scherflächen ist die Lochleibungsspannung nicht mehr weiter steigerbar, womit das Last-Verformungsverhalten des sVM mit einem elastisch ideal plastischen Materialverhalten vergleichbar ist.
- Bei Erreichen größerer Biegeverformungen eines Stabdübels kommt es zu einer deutlich erkennbaren Ausbildung von *plastischen Gelenksrotationen* an charakteristischen Stellen.

**Abbildung 2.1:**

Einschnittige Holz-Holz-Verbindungen nach Johansen [5]

Timber-to-timber connections according to Johansen [5]

Johansen hat damals im Zuge seiner Entwicklung von analytischen Bemessungsformeln die Größe dieses Biegemomentes mit dem elastischen Grenzmoment ($= W_{el} \cdot \sigma_{y,k}$) limitiert. Die einzige wesentliche Änderung seines Konzeptes bis heute war die Erhöhung dieses elastischen Grenzwertes auf die Größe des plastischen Grenzmomentes mit dem Erhöhungsfaktor von anfänglich 1,7 für Kreisquerschnitte. Erst jüngste Erkenntnisse [8] haben dazu geführt, diesen Erhöhungsfaktor doch nicht mehr in voller Höhe in Rechnung zu stellen, da unverstärkte Stabdübelverbindungen u. U. infolge Aufspalten bereits bei kleineren Belastungen vorzeitig versagen.

- In Abhängigkeit von geometrischen Abmessungen der Anschlussbauteile und unterschiedlichen Materialfestigkeiten der sVM können sich unterschiedliche Tragmechanismen (siehe Bild 2.1 links und rechts) einstellen, charakterisiert durch die Anzahl ausgebildeter Fließgelenke. Diesem Umstand wird bei der Erstellung analytischer Formeln durch Fallunterscheidungen Rechnung getragen. Die jeweils zugehörige Verteilung der Lochleibungskräfte zwischen Stabdübel und der Umgebungsmatrix Holz hat Johansen nach den Grundsätzen der Plastizitätstheorie angenommen und zwecks Vereinfachung abzuleitender Bemessungsformeln entsprechend modifiziert.

- Bei Verwendung von Bolzen mit Beilagscheiben an den Enden und erheblicher Relativverformung benachbarter Scherflächen wird das Tragvermögen von sVM auf Lochleibung zusätzlich überlagert durch *Reibungskräfte* zwischen den Scherfläche. Die dafür nötige Druckkraft entspricht annähernd der *Zugkraft im Bolzen*. Die resultierende LVK zeigt eine deutliche Verfestigung jenseits der elastischen Grenzlast.
- Durch den zusätzlichen Einbau flächiger Krallendübel in der Scherfläche mit ähnlich duktilem Tragverhalten kann die Traglast erneut gesteigert werden. Dass diese oberflächen-nahe Querkzugverstärkung ein vorzeitiges Versagen der Verbindung infolge Aufspalten effizient verhindert hat, war nicht mehr Inhalt der Publikation von Johansen. Bei alleiniger Verwendung von Stabdübeln verwies er jedoch auf einen Erfahrungswert von ca. $10 d$ (d = Dübeldurchmesser) als Mindestabstand parallel zur Faser. Auf Intervention von Anwendern wurde jedoch auch dieser Wert im Lauf der Jahre zunehmend verringert, um Verbindungen durch Verkleinerung der Anschlussbleche wirtschaftlicher gestalten zu können.
- Johansen war sich bewusst, dass mit seinen Bemessungsformeln wegen idealisierender Annahmen für die Verteilung der plastischen Lochleibungsspannungen weder eine zugehörige LVK für alle Laststufen noch ein Wert für die elastische Grenzlast unter Gebrauchslast abgeleitet werden können. Die von ihm angegebenen Formeln zu Berechnung einer Nachgiebigkeit für sVM beschränken sich lediglich auf den elastischen Bereich.

Der Ansatz von Johansen bildet – abgesehen von den wenigen, oben beschriebenen Modifikationen – die Basis für das im EC 5 [1] verankerte *Europäische Fließmodell* (=European Yield Model, EYM). Die immer noch gängige Praxis der Vernachlässigung adäquater Nachgiebigkeiten für sVM bei der Berechnung von Systemschnittgrößen im Traglastfall bzw. bei außergewöhnlichen Bemessungszuständen wie Brand oder Erdbeben resultiert aus der Tatsache, dass dafür in den bisher gültigen Regelwerken nur unzureichende Angaben zu finden waren. Die umfangreiche Diskussion zum Thema *Duktilität im Ingenieurholzbau* [18] und deren quantitativer Festlegung zeigt jedoch, dass ohne realitätsnahe LVK für Verbindungsmittel keine schlüssige Bewertung von Holzkonstruktionen möglich ist. Die Problematik dabei ist, dass die klassischen Vorstellungen noch stark von verformungsarmen Sprödbbruch-Versagenszuständen geprägt sind und die Notwendigkeit einer zuverlässigen Erfassung auch größerer plastischer Verformungen noch zu wenig Beachtung findet. Gerade die jüngsten Entwicklungen von *planmäßig querkzugverstärkten Verbindungen* erlauben jedoch explizit die Ausnutzung dieser plastischen Verformungspotentiale von Holz inklusive der damit auch verbundenen konstruktiven Erfordernisse.

Der in diesem Beitrag entwickelte Vorschlag zur umfassenderen und zugleich realitätsnäheren Modellierung von sVM ist in der Lage, ausgehend von den zugehörigen mechanischen Grundlagen mit Hilfe von geschickter baustatischer Modellbildung – anwendbar auch in kommerzieller Statiksoftware – die Vielfalt möglicher Verbindungsmittel-Konfigurationen zu strukturieren und damit zu vereinfachen, Transparenz in das tatsächliche Trag- und Verformungsverhalten zu bringen und die mechanische Interpretation von Versuchsergebnissen zu unterstützen.

2.2 Normative Randbedingungen

2.2.1 Prinzipien der Nachweisführung

Gemäß EC 5 gelten unabhängig von der Art des Verbindungsmittels für die Nachweisführung von Holzkonstruktionen folgende Grundsätze:

- *Schlupf und Nachgiebigkeit* von Verbindungsmittel sind beim Nachweis der Gebrauchstauglichkeit zu berücksichtigen. Diese Regel gilt für den Nachweis unter Traglast und bei außergewöhnlichen Lastfällen wie Brand oder Erdbeben nur dann, wenn die Schnittgrößenverteilung davon signifikant beeinflusst wird.
- Die Integrität einer Verbindung ist besonders bei Gefahr von Sprödbruch oder planmäßiger Ausnutzung plastischer Verformungsmöglichkeiten sicherzustellen. Alle an einer Verbindung beteiligten Komponenten sind statisch nachzuweisen. Es genügt nicht, die Nachweisführung nur auf das Verbindungsmittel und dessen Kontaktstelle zur Holzmatrix zu reduzieren.
- Grundsätzlich gelten Verbindungsmittelgruppen als verschiebungs- und drehelastische Koppelungen von Bauteilen und sind als solche im baustatischen Modell für das Haupttragssystem zu berücksichtigen.

2.2.2 Bemessungsregeln für stiftförmige Verbindungsmittel

Die Nachweisführung für sVM unter statischen Belastungen, dynamischen Einwirkungen wie Erdbeben sowie besonderen Umständen wie Brand ist im EC 5 sehr heterogen geregelt. Die folgende Übersicht ist eine kurze Zusammenfassung der zu Grunde liegenden Konzepte und Inputparameter. Begleitend wird aufgezeigt, welche Elemente noch zu ergänzen wären, um den aktuellen Anwendungsbereich erweitern bzw. das aktuelle Regelwerk durch Systematisierung vereinheitlichen zu können.

Kaltbemessung

Nachweis der Traglast:

Für den Traglastnachweis von entkoppelten Teilsystemen wie ein- und zweischnittigen Holz-Holz bzw. Holz-Stahl Verbindungen sind bereits in der Norm verankerte analytische Traglastformeln zu finden. Als Eingangsparameter stehen pauschale Beziehungen für das plastische Grenzmoment – allerdings ohne Angabe über die Größe der zugehörigen plastischen Gelenkrotation – sowie Lochleibungsspannungen für unterschiedliche Holzwerkstoffe bei beliebiger Belastungsrichtung bezogen auf die Faserrichtung des Holzes zur Verfügung.

Bei komplexen mehrschnittigen Verbindungen errechnet sich die resultierende Tragfähigkeit durch Summation der Traglasten je Scherfläche.

Damit ergeben sich jedoch auch Einschränkungen hinsichtlich der Anwendbarkeit der genannten Traglastformeln für beliebige Konfigurationen von Verbindungsmittel:

- Das Formelwerk des EC 5 setzt fugenlosen Zusammenbau der Anschlussbauteile voraus. Wie aus Abstandsmontagen mit Setzdübel im Beton bekannt, führt die Vergrößerung der freien Biegelänge eines sVM zu einer wesentlichen Reduktion von Traglast und Steifigkeit der Verbindung. Erweiterungen des normativen Formelwerkes zur Erfassung dieser Zusatzbedingungen sind z. B. in [9], [12] und [13] zu finden.
- Nachdem als Eingangsparameter für die Traglastformeln nur ein einziger Festwert für alle plastischen Grenzmomente in Rechnung gestellt wird, dürfen für den Fall unterschiedlicher Momentenmaximalwerte besonders an den Stützstellen des sVM bei Vorliegen dünner Bleche (siehe Bild 2.2) die Kleinstwerte der Traglasten benachbarter Scherflächen nicht einfach addiert werden. Nur bei Verwendung dicker Bleche mit $d \leq t$ (t =Blechdicke) darf von einer eindeutigen Einspannung des sVM an der Stützstelle und damit möglichen Diskontinuität der Momentenlinie des sVM ausgegangen werden.

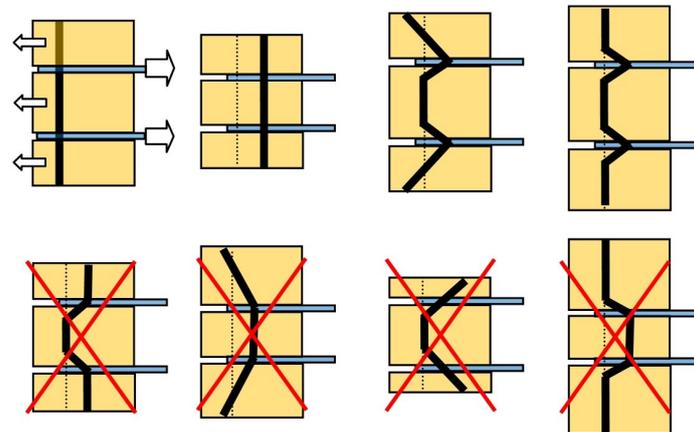


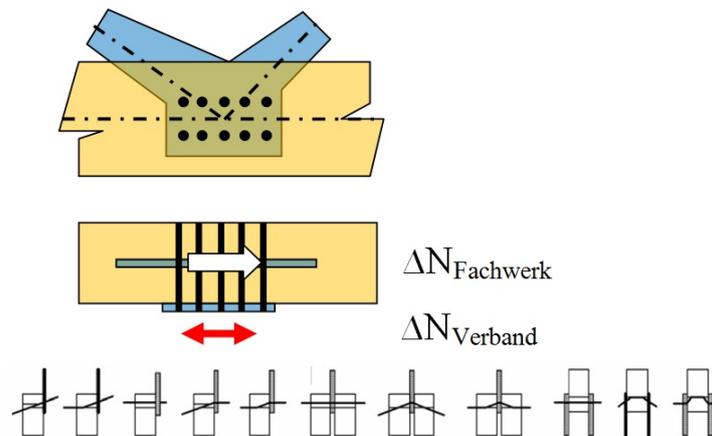
Abbildung 2.2:

Mehrschnittige Stahl-Holz-Verbindungen: Zulässige und unzulässige Kombinationen der Tragfähigkeit benachbarter Scherflächen nach EC 5 für dünne Bleche [10]

Steel-to-timber connections: Compatibility of the formulas for the ultimate load carrying capacity of neighbouring shear-planes according to EC 5 for thin metal plates [10]

- Die Fälle mehrschnittiger Verbindungen mit Einwirkungen aus unterschiedlichen Krafrichtungen (siehe Bild 2.3 Mitte) können nur unter besonderen geometrischen Verhältnissen nach den Regeln des EC 5 erfasst werden. Überlappen sich die Einflussbereiche gegenüberliegender Scherflächen, sind zweisechnittige Basiskonfigurationen mit außenliegenden Stahlblechen nach Bild 2.3 unten rechts bei gegenläufiger Beanspruchung nicht mehr durch Aufteilung in unabhängige Grundzustände einschnittiger Verbindungen nach Bild 2.3 unten auflösbar.

Eine Zerlegung in unabhängige statische Teilsysteme zur Vereinfachung der Berechnung macht also nur dann Sinn, wenn diese auch tatsächlich – ohne begleitende Verträglichkeitsbedingungen – entkoppelbar sind.

**Abbildung 2.3:**

Beispiel aus der Holzbaupraxis

Oben: Symmetrischer Fachwerksknoten mit zusätzlicher außenliegender Lasteinleitung.

Mitte: Beanspruchungen mit wechselnder Belastungsrichtung.

Unten: Grundkombinationen nach EC 5-1-1 [1]

Detail from building practice

Top: Symmetrically designed truss-node with additional steel-plate for external loading

Centre: Loading with opposite directions

Bottom: Failure-modes according to EC 5-1-1 [1]

Angaben zur Nachgiebigkeit von sVM:

Für den Nachweis unter Gebrauchslast stehen – weitgehend unabhängig von der jeweiligen Konfiguration der Verbindung – sehr einfach gestaltete Regressionsformeln ohne transparentem mechanischen Hintergrund zur Verfügung. Die Steifigkeit bei Erstbelastung fällt meist geringer aus als die Steifigkeit bei Entlastung. Offensichtlich scheinen im EC 5 bei den Werten für die elastische Nachgiebigkeit K_{ser} bereits Annahmen für zu groß hergestellte Bohrlöcher oder Ungleichmäßigkeiten bei der Kontaktübertragung enthalten zu sein. Andererseits bedeutet die Reduktion der Sekantensteifigkeit für Berechnungen unter Traglast ($K_u = 2/3 K_{ser}$) nur eine Vergrößerung der elastischen Gesamtverformungen um 50 %. Die Interpretation dieser geringen elastische Zusatzverformung als Übergangsbereich zwischen Gebrauchslast und Traglast ist ebenso schwer nachvollziehbar. Angaben über die maximale Länge des plastischen Plateaus fehlen zur Gänze. Wie aus Bild 2.1 unten zu erkennen, treten im Traglastfall mit Sicherheit wesentlich höhere Relativverformungen der Anschlussbauteile auf als in der aktuellen Modellierung für sVM vorgesehen ist.

Bei Strukturberechnungen unter Traglast kann jedoch der Ansatz realistisch bewerteter Duktilität für Verbindungen zu erheblichen Schnittgrößenumlagerungen bzw. Reduktionen von Verzweigungslasten führen.

Brandbemessung

Die für den Brandfall im EC 5-1-2 [2] verankerte Nachweisführung für sVM beschränkt sich im Wesentlichen auf eine statistische Modellbildung. Aus durchgeführten Brandversuchen wurden sowohl *Standardausführungen ohne weiteren Nachweis* als auch pauschale *Faktoren* abgeleitet, mit denen die Tragfähigkeit der Kaltbemessung im Brandfall abzumindern ist.

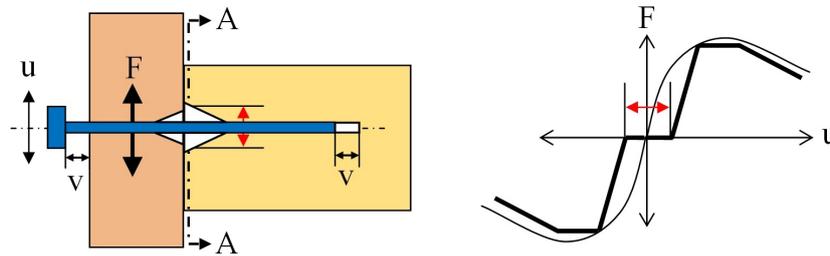
Die Abbrandrate in der Umgebung von sVM ist um etwa 50 % erhöht infolge vermehrter Wärmeeintragung bei progressiver Freilegung von Stahloberflächen während des Brandvorganges. Durch die Reduktion der ursprünglichen Bettungslänge um die Dicke der nicht mehr tragfähigen verkohlten Holzrandzone könnte eine neue verkürzte Bettungslänge für das sVM bei vorgegebener Branddauer bestimmt werden. Dies ist jedoch in der aktuellen Nachweisführung nicht vorgesehen. Die Rückrechnung von Brandversuchen mit sVM zeigt, dass sich mit Verkürzung der Bettungslänge im Seitenholz bei fortschreitender Branddauer Tragmechanismen mit geringerer Anzahl von Fließgelenken im sVM einstellen.

Um allerdings für eine geforderte Dauer der Brandeinwirkung eine Nachweisführung auf mechanischer Basis nach dem Muster der Kaltbemessung gemäß EC 5-1-1 führen zu können, wäre das Regelwerk noch um folgende Umgebungsvariablen bzw. Materialkennwerte zu erweitern:

- Nachdem die Fließgrenze von Stahl mit steigender Temperatur sinkt, ist auch der Wert für das plastische Grenzmoment entsprechend zu skalieren. Der dazu notwendige Temperaturverlauf entlang der Verbindungsmittelachse könnte z.B. aus einer instationären Berechnung des Temperaturverlaufes entlang der Achse des sVM ermittelt und z. B. in einer Tabelle im EC 5 für baupraktisch übliche Konfigurationen implementiert werden.
- Die Temperatur in der Kontaktzone zwischen Stahl und Holz hat sowohl Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit als auch auf das Temperatur-Kriechverhalten der Verbindung. Ursache für die Änderung der makroskopischen mechanischen Eigenschaften im Brandfall sind die temperaturabhängigen chemischen Veränderungen der Hauptbestandteile von Holz: Zellulose, Hemi-Zellulosen und Lignin. Versuche [15] haben ergeben, dass die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faser zwischen 100° und 200° C auf etwa 60 % absinkt. Die erhöhte Nachgiebigkeit infolge Temperaturkriechen könnte aktuell nur durch Skalierung von K_u (= Sekantenmodul unter Traglast) zwar in Abhängigkeit von der Art des sVM, jedoch unabhängig von der Branddauer berechnet werden. Für eine realistische Verformungsberechnung wären demnach zusätzliche, von der Branddauer abhängige Kriechbeiwerte zur Skalierung der LVK für die Bettung in der Holzmatrix notwendig.

Erdbeben

Die Angaben im EC 8-1 [3] zur modelltechnischen Bewältigung von Bemessungsaufgaben bei Erdbeben reduzieren sich im Wesentlichen auf eine grobe Klassifizierung von Verbindungsmitteln in Duktilitätsklassen, um daraus Verhaltensbeiwerte q ableiten zu können. Die aktuelle Zusammenstellung von konstruktiven Empfehlungen zu erdbebensicherer Ausführung traditioneller Bauweisen ist nur bedingt eine Hilfestellung bei der Erweiterung auf Verbindungsmittelkonfigurationen des modernen Ingenieurholzbaues.

**Abbildung 2.4:**

Erdbeben:

Links: Hohlrumbildung durch Wechsel der Belastungsrichtung [11]

Rechts: Lokal gültige LVK für die Querbettung im Schnitt A-A

Earthquake:

Left: Void formation due to changing loading-directions [11]

Right: Slip-curve for the embedding strength to be applied at section A-A

Grundsätzlich bedeutet die Erdbebenbeanspruchung eines sVM nur eine Folge mehrerer Traglastfälle im Gegensatz zum einmaligen Traglastfall der statischen Bemessung. Dafür existieren jedoch bereits Ansätze für Nachweisverfahren im EC 5 Teil 1-1.

Im Erdbebenfall sind grundsätzlich zwei Arten der Beanspruchung von sVM zu unterscheiden:

- Die Erstbelastung ist weitgehend ident mit der klassischen Kaltbemessung (=Einmalbelastung unter Traglast) und enthält infolge Materialumformung der Holzmatrix im Zuge der Hohlrumbildung viel dissipative Energie.
- Die darauf folgenden Wechselbeanspruchungen entsprechen vorstellungsmäßig einer Pendelbewegung eines freiliegenden, meist beidseits eingespannten sVM in einem bereits geschaffenen Hohlraum (siehe Bild 2.4 links), wobei die Nachgiebigkeit aus der elastischen Biegesteifigkeit des sVM selbst und den plastischen Grenzmomenten am Übergang zur festen Einbettung in die Umgebungsmatrix abgeleitet werden kann. Der Verlust an dissipativer Energie resultiert nunmehr – gleichbleibende Verformungsgröße der äußeren Beanspruchung vorausgesetzt – aus plastischen Umformungen des stählernen Schaftquerschnittes. Die Anzahl möglicher plastischer Umformungen ohne Spröbruch ist abhängig von der Stahlqualität und sollte aus Sicherheitsgründen als zusätzliche Spezifikation für sVM auch im EC 5 enthalten sein. Die lokal gültige LVK für die Bettungskraft gemäß Bild 2.4 rechts entspricht qualitativ der Ausgangskurve, wobei der ursprünglich kleine Anfangsschlupf um die zwischenzeitlich entstandenen lokalen plastischen Verformungskomponenten senkrecht zur Achse des sVM zu vergrößern wäre.

2.3 Baustatische Modellbildung

Das breite Spektrum von Konstruktionsmöglichkeiten mit unterschiedlichen und u. U. sogar wechselnden Tragmechanismen von sVM macht es schwer wenn nicht sogar unmöglich, für

alle Fälle analytische Formeln anzugeben. Aus Sicht von Ingenieuren ist es daher naheliegend, sich nach alternativen Methoden umzusehen, die im Stande sind, mit wenigen Basisbausteinen die Vollständigkeit der Nachweisführung sicherzustellen und den Aufwand zu minimieren. Die Finite-Elemente-Methode hat sich diesbezüglich als sehr nützlich erwiesen, da einerseits immer von einem in sich schlüssigen mechanischen System ausgegangen wird und andererseits die Generierung des baustatischen Systems softwaretechnisch leicht unterstützt werden kann. Ein vereinfachter Modellierungsansatz für sVM als kontinuierlich gebetteter Balken ist in der Literatur sehr häufig zu finden. Bei Berücksichtigung der dabei auftretenden plastischen Verformungen stimmen die Rechenergebnisse sehr gut mit Versuchsergebnissen überein (siehe z. B. [14]). Angesichts der nichtlinearen Effekte während der Berechnung musste allerdings bisher meist auf wissenschaftliche Software wie ANSYS oder ABAQUS zurückgegriffen werden. Erst mit jüngsten Erweiterungen in kommerzieller Statiksoftware in Form von *frei definierbaren nichtlinearen LVK* für Auflager oder Stabendgelenke sind auch in der Ingenieurpraxis die Voraussetzungen gegeben, die bisher üblichen Einschränkungen linear elastischer Berechnungen und Formulierungen für kleine Verformungen zu überwinden und auch für nichtlineare Fragestellungen aus dem Ingenieurholzbau nutzbar zu machen. Obwohl die eigentliche Problemstellung eher als komplexes räumliches Spannungsproblem – bestehend aus dem Volumen der umgebenden Holzmatrix und einem auf Kontakt eingebetteten sVM – einzustufen ist, wird im Folgenden gezeigt, dass ein vereinfachtes Stabmodell durchaus in der Lage sein kann, wesentliche mechanische Zusammenhänge treffend wiederzugeben. Damit werden auch Ingenieure in die Lage versetzt, mit eigenen Werkzeugen sowohl den hohen Ansprüchen von Bemessungsnormen gerecht zu werden als auch Antworten auch auf künftige Markterfordernisse zu geben.

2.3.1 Einfluss der Software-Architektur

Um die vorgestellte baustatische Modellierung von axial und lateral eingebetteten sVM besser zu verstehen, ist es hilfreich, die Unterschiede hinsichtlich methodischer Aufbereitung und Implementierung von baustatischen Verfahren in wissenschaftlichen und kommerziellen FEM-Programmen genauer zu kennen. Art bzw. Umfang jeweils verfügbarer Funktionalitäten in Statiksoftware bestimmen nämlich wesentlich die daraus ableitbaren Möglichkeiten der Modellbildung bzw. deren Grenzen hinsichtlich Tiefe der Aussage und Spektrum der Anwendung. In wissenschaftlicher Software ist es üblich, Stäbe entweder direkt über gemeinsame Knoten oder durch nachgiebige Koppelungen zwischen zwei Stabenden mit unterschiedlichen Knotennummern zu verbinden. Die Aufteilung in Kraftkomponenten für diese Federelemente erfordert zusätzliche Richtungsangaben. Dieser Ansatz garantiert zwar ein breites Anwendungsspektrum, inkludiert jedoch auch Nachteile hinsichtlich Benutzerfreundlichkeit und graphischer Darstellbarkeit der Koppelungen zwecks optischer Kontrolle der numerischen Eingaben. Deshalb werden in kommerziellen Statikprogrammen lineare oder nichtlineare Federelemente für Kräfte oder Momente meist ausschließlich im Kontext mit Auflager oder Stabelementen zur Verfügung gestellt. Die Richtungsinformation für die Zerlegung in Komponenten kann damit direkt dem lokalen Stabkoordinatensystem entnommen werden.

2.3.2 Aufbau des Stabmodells

Mit dem im Folgenden beschriebenen Stabmodell können makroskopisch beobachtbare Phänomene wie elastisch-plastische Bettungsverhältnisse in der Kontaktzone zwischen sVM und Holz oder die Ausbildung plastischer Rotationen im sVM für Bauaufgaben ausreichend genau abgebildet werden.

Zur Modellierung der Bettungszone, des sVM und der Anschlussbauteile sind jeweils speziell dafür geeignete Stabgruppen vorgesehen:

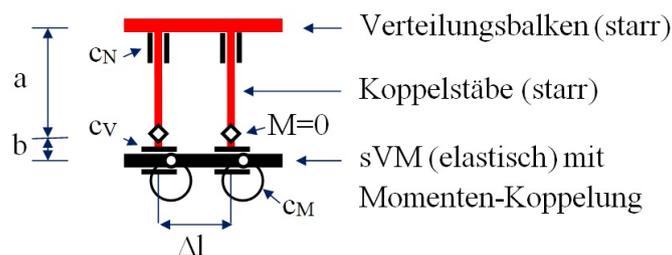


Abbildung 2.5: Grundelemente der Modellierung / Basic elements for modelling

Modellbildung der Bettungszone mit Koppelstäben

Die Modellierung der Bettungsverhältnisse des sVM in der Holzmatrix bildet das Kernstück dieser Arbeit. Sie stellt eine wesentliche Erweiterung der bisher üblichen Modellbildung mittels Federelementen für die Bettungskräfte parallel und senkrecht zur unverformten Lage des sVM dar. Durch die zusätzliche Einführung eines Momentengelenkes ($M=0$) wirken axiale Bettungskräfte stets in Richtung der verformten Stabachse des sVM, womit der bisherige Anwendungsbereich kleiner Biegeverformungen – typisch für traditionell unverstärkte Verbindungen mit dickeren Stabdübel – auch auf größere Verformungen bei schlanken sVM ausgeweitet werden kann. Durch die Koppelung von axialer und lateraler Bettung ist es möglich, das Erfordernis einer getrennten formelmäßigen Abhandlung in Abhängigkeit der dominierenden Beanspruchungsart – Biegestab oder Fachwerkstab – aufzuheben. Auch wenn die lokale Stabformulierung auf kleine Eigenverformungen ausgelegt ist, sollte die Kinematik von Relativverformungen benachbarter Stabquerschnitten innerhalb eines Stabes angesichts doch zu erwartender größerer Beträge korrekt wiedergegeben werden.

In kommerzieller Statiksoftware kann die in Bild 2.5 enthaltene baustatische Formulierung der *Koppelstäbe* zur Erfassung lokaler Bettungsverhältnisse entweder als Zwei-Stab-System oder als Ein-Stab-System nach [6] implementiert sein. Bei Formulierung als Ein-Stab-System tritt die zur jeweiligen plastischen Grenzschnittgröße zugehörige Relativverformung als zusätzliche Unbekannte im Gleichungssystem auf.

Für die Implementierung unterschiedlicher Kraftwirkungen in der Bettungszone werden somit folgende Elemente benötigt:

- Die in den Koppelstäben angeordneten Normalkraftgelenke mit der Federsteifigkeit c_N enthalten die unmittelbare Information für die Bettung des sVM in der Umgebungsmatrix quer zu dessen Achse. Die Bettungskräfte wirken in beiden Richtungen. In der zugehörigen LVK gemäß Abschnitt 2.3.3 sind Anfangsschlupf und die Abhängigkeit der Bettungsparameter vom Winkel zwischen Kraft und Faser zu berücksichtigen. Grundsätzlich wäre die LVK für die Bettung der Neigungsänderung infolge Biegeverformungen des sVM anzupassen. Angesichts noch fehlender genauere Forschungsergebnisse zum Einfluss der Abweichung von Kraft- und Faserrichtung und streuender Materialgrößen wird diese Adaption jedoch in den meisten Fällen vernachlässigt.
- Die in den Koppelstäben angeordneten Momentengelenke mit $M=0$ ermöglichen die Anpassung der Einbettungszone an die Biegeverformung des sVM, womit die axialen Bettungskräfte z. B. aus Reibung oder mechanischer Verzahnung mittels Gewinde immer parallel zur Achse des sVM wirken. Die Stablänge a zwischen N-Gelenk (=Einspannstelle des Koppelstabes am Verteilungsbalken) und M-Gelenk *sollte* bewusst klein gewählt werden, um in der Folge ableitbare resultierende Teilschnittgrößen durch geometrische Exzentrizität nicht zu verfälschen. Die Stablänge b zwischen M-Gelenk und V-Gelenk *muss* extrem klein gewählt werden, um Verschiebungen quer zur Achse des unteren Koppelstabsystems infolge Biegedrehwinkel des sVM auszuschließen. Vergleichsrechnungen für unterschiedliche Werte von a und b haben ergeben, dass für baupraktische Abmessungen von Anschlussbauteilen a mit ca. 3 mm und b mit maximal 1 mm gewählt werden sollte.
- Die in den Koppelstäben angeordneten Querkraftgelenke mit der Federsteifigkeit c_V werden für die Modellierung der Bettungsverhältnisse parallel zur Achse des sVM benötigt. In der Formulierung der LVK können zusätzliche Informationen über das Bruchverhalten bei Überschreiten lokaler Materialfestigkeiten der umgebenden Holzmatrix berücksichtigt werden.

Die örtlichen Federkoppelungen bleiben rechenstechnisch auch erhalten, wenn der Druckkontakt zwischen sVM und Bohrlochwand infolge erheblicher Axialverschiebungen des sVM zwischenzeitlich u. U. bereits verloren gegangen ist (siehe Längsverschiebung v des Nagels in Bild 2.4 links). Derart große Biegeverformungen sind nur bei Nägel oder Klammern im Zuge der Bestimmung von Resttragfähigkeiten zu beobachten und liegen damit nicht mehr im Hauptfokus vereinfachter Modellierung als Stabwerksmodell. Mit den in kommerzieller Statiksoftware verfügbaren Grundelementen an Stäben und Möglichkeiten für Gelenksdefinitionen kann diese Logik des progressiven Verlustes von Kontakt – ohne zusätzlicher softwaretechnischer Unterstützung – meist ohnehin nicht mehr abgebildet werden. Die gesamte Einbettungslänge von sVM ist zwar bestimmend für die Möglichkeit zur Ausbildung weiterer Fließgelenke, bei Erkennen derartiger Probleme ist das baustatische Modell dann notfalls durch manuelles Deaktivieren von Kontakten nachzubessern.

Vor dem Hintergrund sonstiger Einflussgrößen wie Wuchsunregelmäßigkeiten z. B. in Form von lokalen Faserabweichungen oder Rohdichteschwankungen in der Umgebung von Ästen sind diese Grenzen der vorgestellten Modellbildung allerdings von eher untergeordneter Bedeutung.

Es ist zweckmäßig, die im Subsystem *Koppelstab* enthaltenen Stababschnitte als starre Stäbe auszubilden, damit die lokalen Nachgiebigkeiten für die Bettung in der Kontaktzone auf die Re-

lativverformungen der Stabendgelenke konzentriert bleiben. Die numerische Stabilität inklusive der damit verbundenen Zuverlässigkeit der berechneten Ergebnisse ist stets zu überprüfen bedingt durch unterschiedliche Strategien der Softwarehersteller im Umgang mit starren Stäben. Anstelle korrekter zusätzlicher kinematischer Bedingungen wird die Problematik starrer Elemente oftmals nur durch Ansatz übergroßer Stabsteifigkeiten gelöst.

Vergleichsrechnungen mit unterschiedlich großen Seitenabständen für Δl haben gezeigt, dass hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit bei üblichen Bauteilabmessungen ein Wert von 5 mm ausreichend ist. Bei zwischengeschalteten dünnen Plattenwerkstoffen wäre Δl zweckmäßigerweise auf z. B. 1 mm zu verkleinern.

Modellbildung plastischer Rotationen des sVM

Angesichts der bei Kreisquerschnitten ausgeprägt nichtlinearen Momenten-Rotationsbedingungen ist es naheliegend, in Anlehnung an die Diskretisierung der Bettung durch einzelne Koppelstäbe mit nichtlinearen LVK die deutlich erkennbaren plastischen Biegeverformungen der sVM selbst ebenfalls durch Stabendmomentengelenke mit nichtlinearen Drehfedern zu modellieren. Während die elastischen Verformungen durch die Biegesteifigkeit EI des sVM repräsentiert werden, können die zusätzlichen plastischen Querschnittsrotationen über die nichtlineare Drehfedersteifigkeit c_M gemäß Bild 2.5 berücksichtigt werden. Damit ergeben sich wesentliche Vorteile:

- Die Biegelinie des sVM kann im Vergleich zur klassischen Fließgelenk-Theorie weitgehend kontinuierlich abgebildet werden und entspricht damit wesentlich besser dem aus Bauteilversuchen bekannten mechanischen Verhalten.
- Die Größe der aus der Berechnung resultierenden plastischen Rotationen in Form diskreter Knickwinkel stimmt immer mit der Größe des örtlich wirksamen Biegemomentes des sVM überein. Damit kann die bei klassischer Fließgelenk-Theorie übliche Praxis der Verwendung von Festwerten für plastische Grenzschnittgrößen überbrückt werden, womit sowohl eine Über- als auch Unterschätzung der Traglast ausgeschlossen werden kann. Die Höhe des zu erwartenden Rechenwertes für das plastische Biegemoment des sVM braucht daher nicht mehr im Voraus abgeschätzt werden.

Dennoch kann die Fließgelenk-Theorie zur Reduktion der Anzahl von Unbekannten im Gleichungssystem in vielen Fällen als brauchbare Näherung auch für diese Aufgabenstellung herangezogen werden. Die Stabendgelenke je Stababschnitt im sVM können damit entfallen.

Modellierung der Anschlussbauteile

Wie am Beispiel der aufgespaltenen Versuchskörper in Bild 2.1 erkennbar, konzentrieren sich nennenswerte elastische und plastische Verformungen aus Lochleibung ausschließlich auf den sehr engen Kontaktbereich zwischen sVM und Umgebungsmatrix. Außerhalb der unmittelbaren Kraftübertragungszone, jedoch im lokalen Umfeld des Einzelverbindungsmittele kann daher die Holzmatrix als weitgehend *unverformtes Referenzsystem* in Form eines ebenfalls *starr*

Verteilungsbalkens angenommen werden, auf den vom sVM über Koppelstäbe Bettungskräfte übertragen werden. Für eine ganzheitliche Bemessung von Verbindungen ist jedenfalls auch die Kenntnis der *Beanspruchung der Anschlussbauteile* durch die meist exzentrisch zur Stabachse des Anschlussbauteils eingeleiteten Bettungskräfte erforderlich.

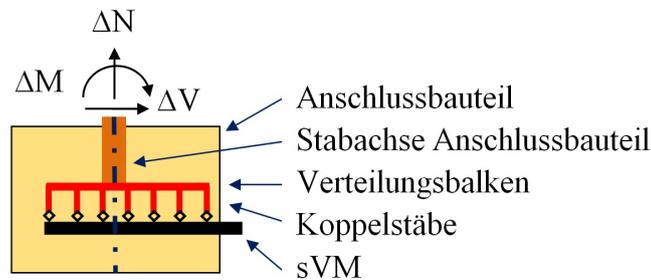


Abbildung 2.6: Teilsystem je Anschlussbauteil / Subsystem for a single member

Da die Orientierung der lokalen Bettungskräfte quer zur unverformten Achse des sVM festgelegt ist, werden auch die Koppelstäbe zweckmäßigerweise senkrecht zur Achse des sVM angeordnet, woraus sich automatisch die Lage des starren Verteilungsbalkens parallel zur Achse des sVM ergibt.

Werden also die einzelnen Koppelstäbe innerhalb eines eigenständigen Anschlussbauteils durch starre Balkenelemente parallel zum sVM gemäß Bild 2.6 zu einem baustatischen Subsystem zusammengefasst und der dabei entstehende Verteilungsbalken an dessen Schnittpunkt mit der Stabachse des Anschlussbauteils geeignet gelagert bzw. mit dieser biegesteif verbunden, können die resultierenden Teilschnittgrößen ΔN , ΔV , ΔM als quasi äußere Einwirkung zur Bemessung des Anschlussbauteils herangezogen werden.

Bei der Zuordnung von statischen Randbedingungen ist darauf zu achten, dass das gesamte System zumindest einmal im Raum statisch bestimmt gelagert ist. In Abhängigkeit der internen Organisation der Software werden u. U. weitere Lagerungsbedingungen benötigt, um eingeprägte Verformungen als äußere Einwirkungen formulieren zu können.

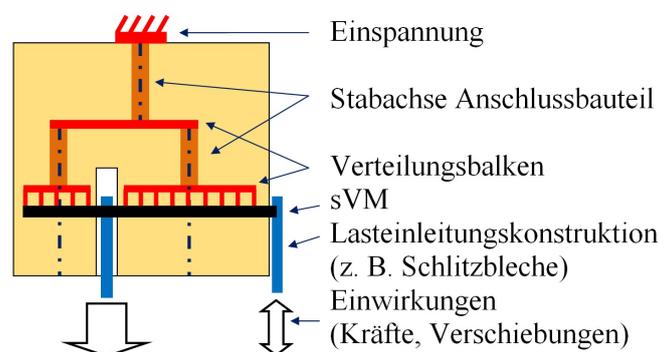


Abbildung 2.7: Vernetzung von Anschlussbauteilen / Compilation of single members

Wie in Bild 2.7 dargestellt, bestehen Anschlüsse mit sVM meist aus mehreren ebenen statischen Teilsystemen, die beliebig kombiniert und durch Parallelverschiebung oder Rotation um die Stabachse des Hauptanschlussbauteils der Verbindung im Raum angeordnet werden können.

Für die Analyse eines begrenzten Abschnittes von sVM werden zweckmäßigerweise die lokalen Eigenverformungen der Anschlussbauteile wie z. B. Rotationen in der Regel vernachlässigt. Durch die Ergänzung von Stabachsen der Anschlussbauteile mit realen Bauteilabmessungen und zugehörigen Stabsteifigkeiten kann nicht nur das Verformungsverhalten der gesamten Verbindung, sondern auch der Kraftfluss an Hand der resultierenden Teilschnittgrößen ΔN , ΔV und ΔM und die Beanspruchung der Anschlussbauteile selbst nachverfolgt werden. Die Typologie des statischen Subsystems von Teilabschnitten des sVM - ob Kragbalken oder Mittelfeld eines Mehrfeldträgers - hat erheblichen Einfluss auf die Lastverteilung bedingt durch deren unterschiedliches Verformungsverhalten. Mit diesem Ansatz kann nunmehr die im EC 5 verankerte Regel zur ungewichteten Summation der minimalen Traglasten über alle Scherflächen verifiziert und durch eine, von der speziellen Verbindungsmittelkonfiguration unabhängigen Vorgangsweise ersetzt werden.

Die in Bild 2.7 exemplarisch dargestellte Vernetzung von Anschlussbauteilen mag vielleicht aufwändig erscheinen, ist jedoch vom Gedanken getragen, dass alle für die Bemessung relevanten Schnittgrößen bzw. Verformungskomponenten ohne weitere Zwischenrechnung direkt ablesbar sein sollten. Die Nachvollziehbarkeit des Kraftflusses ist hilfreich für das Verständnis des Zusammenwirkens der einzelnen Komponenten und eine erfolgversprechende Ausgangsbasis für Optimierungen.

Sollen zusätzliche Verstärkungselemente wie eingepresste Nagelplatten oder aufgeklebte Holzwerkstoff-Platten zur Erhöhung der Traglast in das System integriert werden, sind weitere Koppelstäbe mit bauteilspezifischen LVK anzuordnen und mit dem Verteilungsbalkensystem zu verbinden. An Hand der damit gewonnenen Schnittgrößen kann anschließend auch die lokale Nachweisführung für die Verstärkungsbauteile durchgeführt werden.

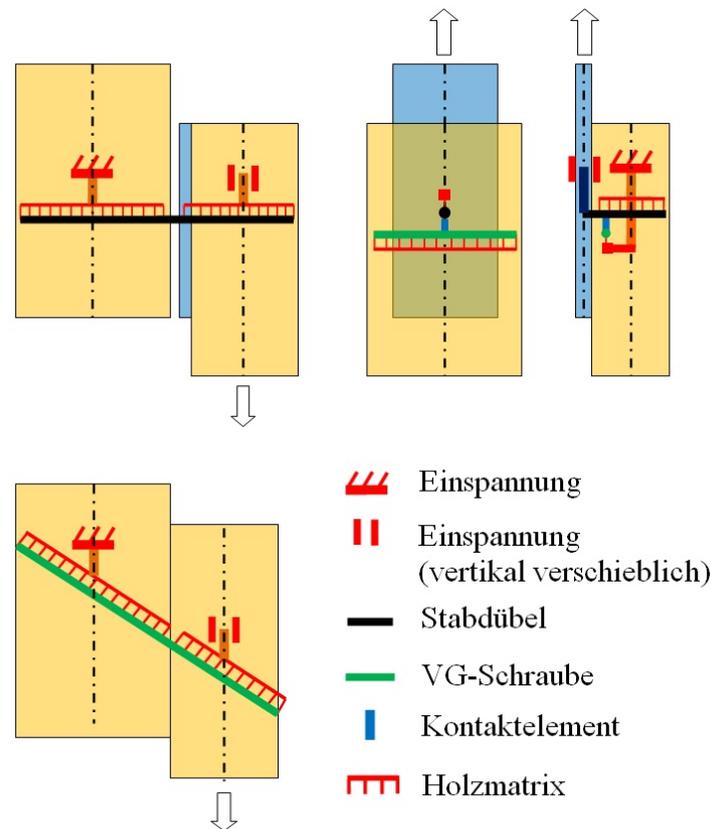
Kontaktelemente werden benötigt, wenn Anschlussbauteile oder Verbindungsmittel erst im Verlauf der Belastungsgeschichte miteinander in Kontakt treten. Herstellungsbedingte Ungenauigkeiten können z. B. durch Angabe von Schlupfgrößen zur Verzögerung des Wirkungszeitpunktes berücksichtigt werden.

Die *Erfassung von Reibungskräften* z. B. infolge von Querpressung in den seitlichen Kontaktflächen zwischen Anschlussbauteilen erfordert spezielle Finite Elemente, die jedoch nicht immer zur Verfügung stehen, sodass diese Kraftkomponenten u. U. im Anschluss per Hand ergänzt werden müssen. Näherungsweise können sie ersetzt werden durch eine ideal plastische LVK, wobei die Höhe der zu erwartenden Normalkraftkomponenten auf der sicheren Seite liegend mit einem konservativen, nicht zu hohen Wert in Rechnung gestellt werden sollte.

In Bild 2.8 sind einige Beispiele baupraktisch häufig vorkommender Verbindungsmittel-Konfigurationen und deren zugehörige baustatische Modellbildung dargestellt.

Die Verwendung diskret verteilter *nachgiebig gelagerter Auflagerfedern* als Bettungselemente ist zwar übersichtlich und einfach, sollte aber nur als Näherung für sVM ohne nennenswerte Kraftkomponenten parallel zur Achse des sVM verwendet werden. Bei komplexeren Anordnungen von Verbindungsmittel stoßen diese Vereinfachungen sehr bald an ihre Grenzen.

Nachdem der Aufwand für die Systemgenerierung meist sehr viel Zeit in Anspruch nimmt, ist entweder die Einrichtung einer adaptierbaren Bibliothek für wiederkehrende Anwendungsfälle oder die softwaretechnische Unterstützung zur Systemgenerierung auf der Basis weniger Eingangswerte anzustreben. Die zweite Variante erweist sich besonders bei parameterintensiven Berechnungen wie Brand- und Erdbeben-Nachweisen als vorteilhaft, da zwischenzeitliche ma-

**Abbildung 2.8:**

Beispiele für baustatische Modellbildungen:

Oben links: Holz-Holz-Verbindung mit einseitiger Lochleibungsverstärkung und Abstand zwischen den Anschlussbauteilen

Oben rechts: Stahl-Holz-Stabdübel-Verbindung, querverstärkt durch eine Vollgewinde-Schraube auf Kontakt mit verzögertem Wirkungszeitpunkt

Unten links: Holz-Holz-Verbindung mittels Vollgewinde-Schraube unter beliebigem Winkel zur Faser

Templates for structural modelling:

Top left: Timber-to-timber connection with single-sided embedding-reinforcement and air-gap between the members

Top right: Steel-to-timber connection, reinforced by a full threaded screw fitted to the dowel at a fixed distance

Bottom left: Timber-to-timber connection established by an inclined full threaded screw

neuelle Systemadaptionen erspart und zuverlässig durch die Software ausgeführt werden können.

Die Lagerungsbedingungen für das baustatische Modell eines sVM gemäß Bild 2.8 sollten derart gewählt werden, dass – analog zu einer verschiebungsgesteuerten Versuchsdurchführung – die äußeren Einwirkungen als eingeprägte Verformungen aufgebracht werden können. Vorteil dieser Strategie ist, dass die Höhe der Traglast nicht im Voraus abgeschätzt werden muss und im Fokus der Betrachtungen die Relativverformungen der Anschlussbauteile mit ihren konstruktiven Erfordernissen stehen.

Nachdem im Zuge der Berechnung nur der interne Kraftfluss von Interesse ist, sollte das Eigengewicht der Bauteile ausgeblendet bleiben.

2.3.3 Mindestfunktionalität der Software

In Ergänzung zur Basisfunktionalität linear elastischer Strukturanalyse in kommerziellen Statikprogrammen werden für nichtlineare Berechnungen von sVM bei inkrementeller Steigerung der Einwirkungen bis zur Traglast folgende zwei Basisfunktionalitäten benötigt:

Inkrementell iterative Berechnungsmethode

Die Aufgabenstellung, das Tragverhalten von sVM auch unter Ausnutzung von plastischen Reserven zu ermitteln enthält Nichtlinearitäten unterschiedlicher Herkunft, zu deren Bewältigung inkrementelle Laststeigerung und iterative Berechnungsmethoden unverzichtbar sind.

Normalerweise ist für eine Berechnung die Anwendung von Theorie I. Ordnung ausreichend. Spielen Längenänderungen, induziert durch *große Biegeverformungen* der Achse des sVM infolge erheblicher plastischer Einpressungen quer zur Achse eine Rolle, sollte der Berechnungsmodus auf Theorie III. Ordnung umgestellt werden. Dies trifft besonders bei sVM mit dünnen Kernquerschnitten wie Vollgewinde-Schrauben, Nägel oder Klammern zu. Die Komponenten der Normalkraft im sVM in Richtung der äußeren Belastung – bekannt als Seileffekt bei sVM – tragen u. U. wesentlich zur Erhöhung der Traglast bei.

Physikalische *Nichtlinearitäten auf Materialebene* sind enthalten in Form nichtlinearer LVK zur Erfassung plastischer Bettungsverformungen bzw. Rotationen aus Biegung. In Abhängigkeit von der Modellierungstiefe sind u. U. auch Effekte aus Reibung, Änderung von Bettungsverhältnissen oder Systemveränderungen infolge Temperatureinwirkung zu überlagern.

Treten sVM untereinander oder benachbarte Seitenflächen von Anschlussbauteilen in *Kontakt*, bedeutet dies eine nichtlineare Veränderung von Randbedingungen.

Frei definierbare LVK für Spannungsergebnisse

Werden örtlich meist komplexe und u. U. sogar unbekannte Spannungszustände zu Spannungsergebnissen zusammengefasst und mit charakteristischen Verformungsgrößen gekoppelt, ergeben sich in der Regel nichtlineare LVK für Schnittgrößen wie Normalkräfte, Querkkräfte oder Momente. Die dafür erforderlichen Daten können entweder sehr einfach aus Bauteilversuchen oder aus aufwändigen ebenen bzw. räumlichen Strukturberechnungen gewonnen werden. Die Statiksoftware muss in der Lage sein, diese als erweiterte Spezifikation von Stabendgelenken oder Auflager-Kennlinien verarbeiten zu können.

Die statische Grundaufgabe erfordert lediglich die Bestimmung der Systemantwort bis zum Erreichen der ersten Traglast. Nachdem der Belastungspfad nur einmal durchlaufen wird, ist es unbedeutend, ob die interne mathematische Formulierung der LVK nach den Regeln für hyperelastisches oder hypoelastisches Materialverhalten vorgenommen wurde.

Für eine Strukturberechnung eines sVM müssen also die drei Federkennlinien c_N , c_V und c_M – wie in Bild 2.5 dargestellt – bekannt sein. Die folgende Darstellung der zugehörigen mechanischen Vorgänge soll helfen, deren meist nichtlinearen Verlauf besser zu verstehen:

Last-Verschiebungskurven für die Bettung

Werden sVM z. B. nach Prüfnormen wie EN 383 oder ASTM-DSTM-D 5764 belastet, ergeben sich unterschiedliche LVK in Abhängigkeit von Belastungsrichtung und Faserorientierung [7]:

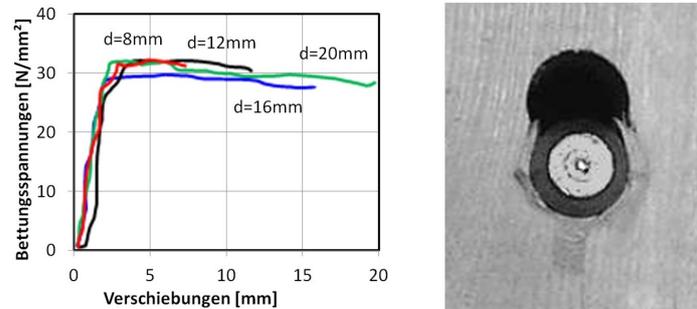


Abbildung 2.9:

Belastung parallel zur Faser

Links: LVK für Lochleibung parallel zur Faser

Rechts: Versagen durch Faserknicken in der Mittelzone [10], Spaltversagen ausgeschlossen

Loading parallel to the grain

Left: Slip-curve for the embedding-strength parallel to the grain

Right: Failure due to fibre-buckling in the center area [10], failure due to splitting excluded

Die LVK bei *Belastung parallel zur Faser* gemäß Bild 2.9 entspricht klassischen Vorstellungen von elastischem ideal plastischem Materialverhalten. Die Länge des plastischen Plateaus ist bis auf konstruktive Vorgaben nicht beschränkt und resultiert aus Druckfaltenbildung infolge Stabilitätsversagen auf der Ebene der Holzzellen. Infolge begrenzter Reibung in Umfangsrichtung zwischen Holz und Stahl konzentriert sich die primäre Lastübertragung auf einen zentralen Bereich von ca. 60% des Durchmessers des sVM. Dies entspricht einem, für verzinkte Stabdübel üblichem Reibungswinkel von ca. 18° . Die beiderseits verbleibenden Anteile von je 20% des Durchmessers werden nach Überwindung der Reibung seitlich verdrängt und treten als Spaltkräfte in Erscheinung. Diese können entweder von der umgebenden Holzmatrix selbst ohne Bruch aufgenommen werden oder sind konstruktiv z. B. durch aufgeklebte Holzwerkstoffplatten bzw. innen liegende Vollgewinde-Schrauben kurzzuschließen.

Für *Belastung quer zur Faser* gemäß Bild 2.10 ergeben sich bis zum Auftreten erster Zugbrüche ebenfalls bilineare LVK, jedoch mit signifikanter Verfestigung nach Überschreiten der elastischen Phase der Faserquerpressung. Das Tragvermögen auf Querdruck ist bei wachsenden Querverformungen von der Ausbildung von Spannbändern mit von der Holzart abhängiger Zugtragfähigkeit parallel zur Faser gekennzeichnet. Die aktuelle normative Beschränkung auf nur einen Rechenkennwert für die Lochleibungsfestigkeit je Belastungsrichtung bei einer maximalen Absolutverschiebung des Stabdübels von 5 mm gemäß Bild 2.11 links steht im Widerspruch zur Realität dieser bilinearen LVK.

Derzeit liegen für Belastungsrichtungen unter beliebigem Winkel zur Faser nur wenige Versuchsergebnisse vor. Aktuell wird im EC 5 die Lochleibungsfestigkeit für 0° mittels nichtlinearer Transformation auf Zwischenwerte umgerechnet.

Die LVK von axial beanspruchten sVM wie Vollgewinde-Schrauben (siehe Bild 2.11 rechts) ist

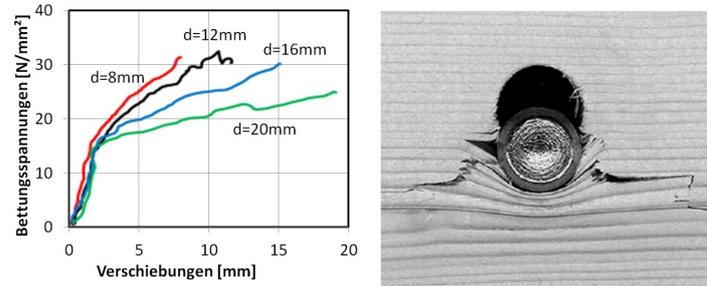


Abbildung 2.10:

Belastung senkrecht zur Faser

Links: LVK für Lochleibung senkrecht zur Faser

Rechts: Querdruckversagen und Faserzugbruch [10]

Loading perpendicular to the grain

Left: Slip-curve for the embedding-strength perpendicular to the grain

Right: Failure due to compression and tension [10]

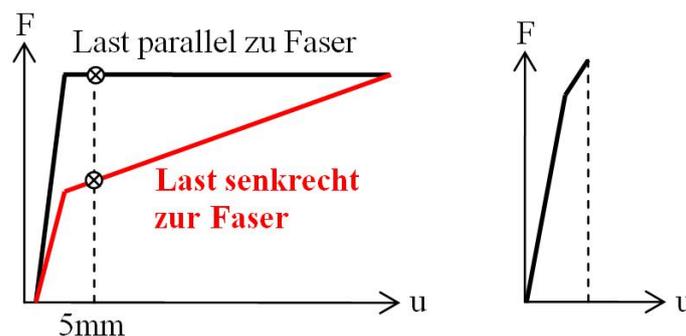


Abbildung 2.11:

Berechnungsgrundlagen

Links: Idealisierte LVK für Bettung quer zur Faser

Rechts: Idealisierte LVK für axiale Bettung

Basics for calculation

Left: Idealised slip-curve for embedding perpendicular to the grain

Right: Idealised slip-curve for axial embedding

charakterisiert durch eine linear elastische Systemantwort bis knapp unterhalb des Sprödbruchs.

Auch wenn die tatsächlich zu Grunde liegenden Tragmechanismen sehr unterschiedlich und komplex erscheinen, ist es dennoch möglich, für die Modellbildung auf makroskopischer Ebene vereinfachte LVK gemäß Bild 2.11 abzuleiten. Versuchstechnisch bedingte Unregelmäßigkeiten können bei der Festlegung von idealisierten Kurvenscharen geglättet werden, da auch die daraus abgeleitete Systemantwort ebenfalls wieder eine Homogenisierung der Ergebnisse bewirkt. Nachdem Werkstoffparameter bei Holz streuende Kenngrößen darstellen, ist die Verwendung von Mittelwerten für die Steifigkeit zur Abdeckung gesamter Anwendungsspektren empfehlenswert.

Momenten-Rotationsbeziehungen für das sVM

Die Entwicklung von α_{pl} als Vergrößerungsfaktor für das elastische Widerstandsmoment infolge Teilplastizierung des Querschnittes gemäß Bild 2.12 ist für speziell gehärtete sVM erheblich von der Zugfestigkeit bzw. dem Verfestigungsverhalten der Randzonen des Schaftquerschnittes abhängig.

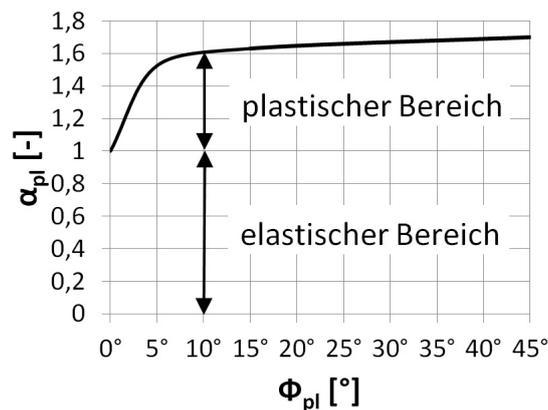


Abbildung 2.12:

Vergrößerungsfaktor α_{pl} für Kreisquerschnitte in Abhängigkeit des Knickwinkels Φ_{pl}
 Enlargement factor α_{pl} for circular cross-sections depending on the rotation-angle Φ_{pl}

Jedem Moment oberhalb des elastischen Grenzmomentes ist eine plastische Rotation Φ_{pl} zugeordnet, die sich entweder versuchstechnisch oder mittels Rechnung ermitteln lässt.

An Versuche angepasste Regressionskurven zu Momenten-Rotationsbeziehungen für Stabdübel und Vollgewindeschrauben sind z. B. in [8] zu finden.

Die auf Einheitslängen bezogenen LVK für die Bettungskomponenten gemäß Bild 2.11 bzw. plastischen Querschnittsrotationen sind zwecks Bestimmung von lokal wirksamen Arbeitslinien für die Stabendgelenke unter Berücksichtigung der tatsächlichen Seiten- und Randabstände bzw. Bauteilabmessungen entsprechend umzurechnen.

2.3.4 Erweiterung der Software-Funktionalität

Auch wenn mit den beiden Basisfunktionalitäten nach Abschnitt 2.3.3 grundsätzlich bereits viele Aufgabenstellungen gelöst werden können, besteht dennoch der Bedarf nach Erweiterung der softwaretechnischen Unterstützung in folgender Hinsicht:

Fließgelenk-Theorie, Fließzonen-Theorie

Die klassische Fließgelenktheorie erster Ordnung, wie sie auch von Johansen benutzt wurde, beruht ausschließlich auf Gleichgewichtsbetrachtungen. Erst durch die Integration von Kompatibilitätsbedingungen z. B. in Form elastischer Bettungsverschiebungen kann auch eine zugehörige Verschiebungslinie hergeleitet werden. Bei Annahme elastischer ideal plastischer LVK für die Bettung ist es möglich, dass sich der Bereich elastischer Bettungskräfte u. U. nur mehr

auf eine sehr schmale Übergangszone zwischen benachbarten, voll plastisch gebetteten Abschnitten eines sVM reduziert. Die numerische Genauigkeit der daraus abgeleiteten Biegelinie ist dann zusätzlich von der Feinheit des gewählten Diskretisierungsabstandes Δl abhängig. Wesentlicher Vorteil der gebetteten und drehelastisch verbundenen Stabkette ist, dass die Informationen zur Bestimmung der gesamten Biegelinie – selbst einer bereichsweise schon kinematischen Kette des sVM – auch noch durch Zusatzbedingungen für den Knickwinkel zwischen Stababschnitten aus der Momenten-Rotationsbeziehung untermauert werden. Diese weist bis zu Knickwinkel von 45° zwar eine flache, aber stets positive Tangentensteigung auf, womit sie selbst bei großen plastischen Bettungsverformungen noch als zuverlässige Kompatibilitätsbedingung verwendet werden kann.

Eine räumliche Biebeanspruchung eines sVM liegt vor, wenn Spaltkräfte als vorab abschätzbare äußere Belastung senkrecht zu den Bettungskräften des Systems zusätzlich aufgebracht werden. Für die endgültige Auswertung bedarf es daher neben Angaben für alle Grenzschnittgrößen zusätzlicher Interaktionsbedingungen, wie sie z. B. für I-Profile aus dem Stahlbau geläufig sind. Zur Festlegung des inkrementellen Zuwachses der Knickwinkel je Belastungsrichtung kann auf Basisalgorithmen der Plastizitätstheorie z.B. in Form einer assoziierten Fließregeln zurückgegriffen werden. Für Stabdübel spielt die Interaktion zwischen Moment und Querkraft selten eine Rolle. Bei Vollgewinde-Schrauben kann der Zugbruch sehr wohl von begleitenden Biegemomenten beeinflusst werden.

Mit Verfügbarkeit einer *Fließzonentheorie* wären natürlich die optimalen Voraussetzungen für eine realitätsnahe Modellierung von sVM gegeben. Interaktionsbedingungen zwischen Grenzschnittgrößen sind in Form von Fließbedingungen auf Materialebene bereits inkludiert. Selbst unterschiedliche Materialqualitäten im Stahlquerschnitt aus dem Herstellungsprozess könnten damit einfach abgebildet werden.

Plastizität mit Entlastungsvorgängen

Für viele statische Aufgabenstellungen genügt es, die nichtlineare Systemantwort nur bis zur Traglast des Systems zu kennen.

Sind Entlastungsvorgänge ebenfalls abzubilden, wie dies z. B. bei Erdbeben oder Lastumlagerungen infolge von lokaler Entfestigung und daraus resultierender Änderung von Tragmechanismen vorkommt, ist immer eine hypoelastische Formulierung mit unterschiedlichen Be- und Entlastungspfaden zu wählen. Lastreduktionen bzw. Lastumkehr bewirken vorerst eine Umkehrung der linear elastischen Verformungen entlang von Entlastungsgeraden. Die Art der anschließend erneuten plastischen Verformungen ist abhängig von materialspezifischen Verfestigungsgesetzen. Anzahl und Ausmaß plastischer Verformungen sind als zusätzliche Parameter in Evidenz zu halten, um das Ausmaß der Schädigung z. B. des stählernen Schaftquerschnittes infolge mehrmaliger plastischer Umformungsprozesse zuverlässig beurteilen zu können.

Manche Statikprogramme bieten im Kontext mit LVK optional auch *Modelle für Entfestigung* wie z. B. Reißen an. Diese Systemveränderungen werden wirksam bei Verlassen des unmittelbar definierten Wirkungsbereiches der LVK. Bei Wiedereintritt in den Definitionsbereich der LVK infolge Lastumkehr ist deren korrekte Wirkungsweise stets zu verifizieren.

Bei Belastung senkrecht zur Faser kommt es infolge ausgeprägter Verfestigung infolge von Spannbandeffekten gemäß Bild 2.10 zu einer Verfestigung bzw. Erhöhung der rechnerischen

Lochleibungsfestigkeit im Holz. Die dadurch verursachte *Verlagerung eines bereits ausgebildeten zweiten Fließgelenks* im Anschlussbauteil in Richtung der zugehörigen Scherfläche bedeutet eine kontinuierliche Verkürzung der effektiven Bettungslänge L_{eff} . Je Belastungsincrement sind daher die bis dahin entstandenen plastischen Knickwinkel als lokal eingeprägte Relativverdrehung benachbarter Querschnitte im baustatischen System weiterhin evident zu halten. Die plastisch verformte Zone des sVM erfährt damit eine größere Ausrundung im Vergleich zur einmaligen Ausbildung nur eines lokal auftretenden zweiten Fließgelenkes bei Belastung parallel zur Faser.

Eine scheinbar ähnliche Situation ist auch bei Wechsellastversuchen mit Nägel und Ausbildung einer Reihe von Fließgelenken entlang der Achse des sVM zu beobachten. Mit schrittweiser axialer Verschiebung durch Herausziehen gemäß Bild 2.4 links werden trotz gleichbleibender effektiver Bettungslänge wiederholt Fließgelenke neu gebildet, allerdings verschoben entlang der Verbindungsmittelachse. Für eine korrekte baustatische Modellbildung ist neben der elastische Rückfederung bei Entlastung auch der Verbleib von plastischen Rotationen aus Vorbelastungsphasen im System sicherzustellen.

Formeleditor mit Logik

Bei der Eingabe von Funktionswerten im Zuge der Festlegung von LVK oder Kontaktbedingungen wäre es oftmals hilfreich, diese mit zusätzlicher Logik ausstatten zu können. Auch wenn bei einigen kommerziellen Programmen feste Eingabewerte bereits durch Formeln mit definierbaren Variablen ersetzt werden können, bleibt die Einbeziehung von Systemvariablen wie frei wählbare Verschiebungs- oder Schnittkraft-Komponenten und deren Verknüpfungsmöglichkeit vorerst noch verwehrt.

Derartige Funktionalität wird z. B. bei der teilweisen Freilegung des Gewindebereiches von Schrauben infolge Querverformungen benötigt. Dadurch reduzieren sich sowohl Steifigkeit wie Tragfähigkeit in axialer Richtung des sVM in Abhängigkeit der lokalen Querverformungskomponente. Auch im Brandfall wäre es wichtig, die Adaption von temperatursensiblen Systemparametern automatisiert an die globale Variable Zeit bzw. Umgebungstemperatur koppeln zu können. Ohne der Möglichkeit softwaretechnischer Unterstützung sind diese mehrfach erforderlichen Systemänderungen manuell nur unter Verlust von Prozesssicherheit oder reduzierter Modellierungstiefe zu bewerkstelligen.

Effizienz durch History Plots

Im Zuge der inkrementellen Laststeigerung bei vorgegebener Maximalbelastung oder eingepprägter Relativverformung werden grundsätzlich sämtliche Teilbelastungszustände berechnet. Die dabei anfallenden Zwischenergebnisse sollten als History-Plot abrufbar sein und digital zur Weiterverwendung als LVK für Verbindungsmittelgruppen im Zuge einer anschließenden Holztragwerksanalyse zur Verfügung stehen.

2.4 Beispiel mit Ergebnissen

Die Anwendung des in diesem Beitrag vorgeschlagenen Berechnungsverfahrens soll abschließend an einem einfachen Beispiel einer unsymmetrischen einschnittigen Kantholz-Stabdübelverbindung gemäß Bild 2.13 und eingepprägter Relativverschiebung von 10 mm parallel zur Faser dargestellt werden.

2.4.1 Abmessungen, Materialspezifikationen

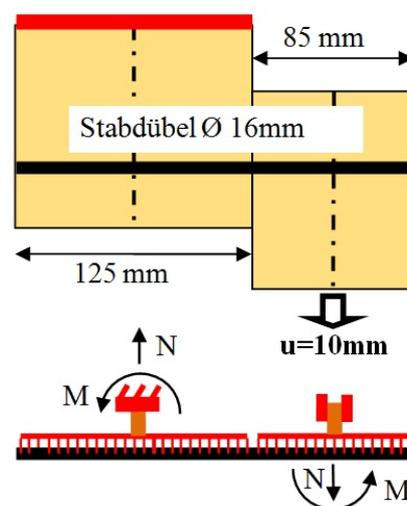


Abbildung 2.13:

Einschnittige Holz-Holz-Verbindung

Oben: Bauteilabmessungen

Unten: Zugehöriges baustatisches System

Timber-to-timber connection

Top: Dimensions of the members

Bottom: Corresponding structural system

Gemäß Bild 2.13 wurden die Seitenholz-Abmessungen in Dübellängsrichtung unterschiedlich mit $t_1 = 125$ mm bzw. $t_2 = 85$ mm gewählt. Bei Annahme einer charakteristischen Rohdichte von 420 kg/m^3 ergibt sich nach EC 5-1-1 eine charakteristische Lochleibungsfestigkeit $f_{h,1,k}$ parallel zur Faser von ca. 29 N/mm^2 , welche zur Festlegung der LVK für c_N benötigt wird. In Anlehnung an Versuchsergebnisse [7] kann die Größe der elastischen Bettungsverformung in der LVK für Lochleibungskräfte vereinfachend mit 1 mm angenommen werden. Bei Vernachlässigung von Reibungskräften parallel zur Stabachse des sVM sollte zur Stabilisierung der Lösungsfindung die Federsteifigkeit c_V dennoch mit sehr kleinen Steifigkeiten belegt werden.

Um den Einfluss von Ungenauigkeiten aus der Herstellung auf die Verteilung der Bettungskräfte zu untersuchen, wurde der linear elastischen ideal plastischen LVK für die Bettung quer zur Achse des sVM noch ein Anfangsschlupf von 0,3 mm je Belastungsrichtung überlagert. Dies würde einem um 0,6 mm zu groß gebohrtem Dübelloch entsprechen. Liegen Erhebungsdaten

zur Ausführungsqualität derartiger Verbindungen vor, könnte diese Aufteilung auch nach statistischen Gesichtspunkten unsymmetrisch und zufällig verteilt angenommen werden.

Der Stabdübel mit einem Durchmesser von 16 mm besteht aus Material der Güte S-355 mit einem elastischen Grenzmoment von $M_{el}=0,14$ kNm. Die nichtlineare Federcharakteristik für c_M und die daraus ablesbare Größe $M_{y,k}$ ergibt sich aus der Überlagerung von M_{el} mit dem plastischen Vergrößerungsfaktor α_{pl} gemäß Bild 2.12. Meist versagen Verbindung ohne Querszugverstärkung bereits bei sehr kleinen plastische Knickwinkel. Für eine vereinfachte Berechnung nach Fließgelenk-Theorie mit einem Festwert für $M_{y,k}$ sollte – um einer Überschätzung der Traglast vorzubeugen – der plastische Erhöhungsfaktor daher nicht mit dem Größtwert für $\alpha_{pl}=1,7$, sondern nur mit ca. $\alpha_{pl}=1,5$ in Rechnung gestellt werden. Gemäß Bild 2.12 entspräche dieser Wert einem zu erwartenden plastischen Knickwinkel je Stablänge von ca. 5° .

Da also die Größe des plastischen Knickwinkel sowohl von der jeweiligen Systemkonfiguration als auch vom zu untersuchenden Lastniveau abhängt, ist die Festlegung eines pauschalen Reduktionsfaktors nur bedingt sinnvoll.

2.4.2 Verformungen

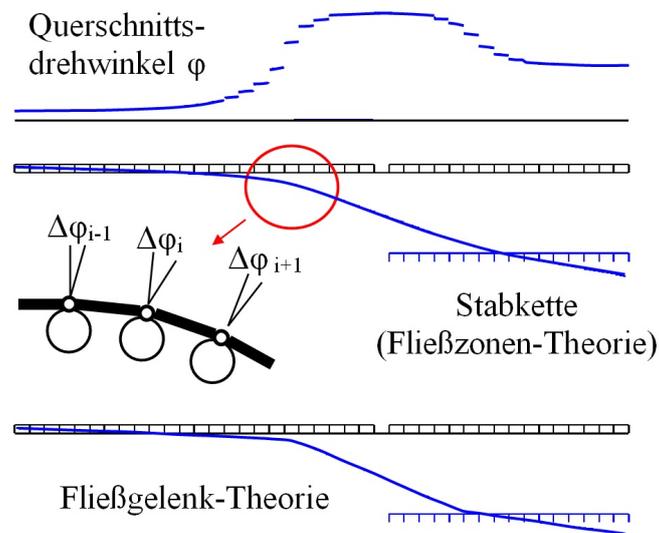
Die beiden plastischen Zonen des sVM sind sehr leicht an den Sprüngen der Querschnittsdrehwinkel gemäß Bild 2.14 oben zu identifizieren.

Optisch ist die Verformungslinie stetig gekrümmt in Übereinstimmung sowohl mit realen Versuchsergebnissen als auch Berechnungen nach der Fließzonen-Theorie. Die elastischen Verformungsanteile der kurzen Stababschnitte des sVM sind in Relation zu den plastischen Verformungen verschwindend klein. Ein Vergleich mit Berechnungsergebnissen nach klassischen Fließgelenk-Theorie gemäß Bild 2.14 unten liefert hinsichtlich Lage der Fließgelenke qualitativ ebenfalls brauchbare Ergebnisse. Die zugehörige Systemantwort aus eingepprägter Relativverschiebung der benachbarten Scherflächen variiert jedoch in Abhängigkeit von der willkürlich getroffenen Wahl des teilplastischen Vergrößerungsfaktors α_{pl} .

2.4.3 Schnittgrößen

Die in Bild 2.15 dargestellten Verteilungen der Lochleibungskräfte, Momente und Querkkräfte entsprechen qualitativ den Modellannahmen mit zwei Fließgelenken im sVM für das System in Bild 2.1 rechts. Dies wird auch durch eine Berechnung des sVM bei einer Relativverschiebung der Hölzer von 10 mm als drehelastisch gekoppelte Stabkette und Verwendung der Funktion für α_{pl} nach Bild 2.12 bestätigt. Die Momentenmaxima sind durch die Nullstellen der Querkraftlinie im sVM lokalisiert und begrenzen die Länge der tatsächlich lastabtragenden Zonen L_{eff} entlang der Achse des sVM. Die mit einem Rechteck eingerahmten Zonen der Bettungskräfte sollten bei idealisierender Annahme einer elastisch starren und ideal plastischen LVK zur Gänze gefüllt sein. Die genauere Berechnung zeigt jedoch, dass im Übergangsbereich durchaus auch nicht voll plastizierte Bettungskräfte auftreten.

Die Bettungskräfte auf den Außenzonen der Seitenhölzer werden zur Erhaltung des Momentengleichgewichtes benötigt und leisten somit nur indirekt über das dadurch aufbaubare Schnittmoment des sVM im Seitenholz einen Beitrag zur Traglast der Verbindung. Die Berücksichtigung

**Abbildung 2.14:**

Verformungen (überhöhte Darstellung)

Oben: Querschnittsdrehwinkel

Mitte: Verformungen der gekoppelten Stabkette

Unten: Verformungen nach Fließgelenk-Theorie

Displacements (exaggerated display)

Top: Rotation-angle of the cross-sections

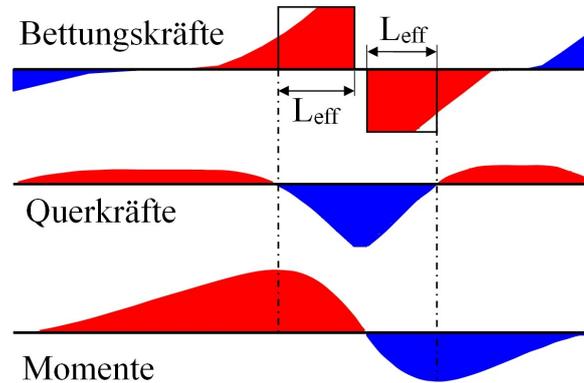
Centre: Displacements according to a coupled chain

Bottom: Displacement according to plastic-hinge-theory

von Schlupf im Bohrloch ist nur erkennbar an der Zone verschwindender Bettungskräfte außerhalb von L_{eff} .

Will man die Ergebnisse des vorgestellten Berechnungsverfahrens mit den Traglastformeln nach EC 5 vergleichen, sollte auf die in der ehemaligen DIN 1052:2008 noch in ihrer ursprünglichen Form dargestellten analytischen Formeln für die charakteristische Traglast R_k nach Gleichungen (G.5) bzw. (G.6) gemäß Bild 2.16 zurückgegriffen werden. Nachdem eine stiftförmige Verbindung bereits ein eigenständiges baustatisches System bestehend aus unterschiedlichen Materialien, Versagensformen und Teilsicherheitsfaktoren darstellt, mussten die mechanisch begründeten Traglastformeln in der aktuellen Fassung des EC 5 mit Korrekturfaktoren an den vereinheitlichten Teilsicherheitsfaktor von $\gamma_M = 1,3$ für sVM angepasst werden. Dieses Problem könnte umgangen werden, wenn in den Formeln für die Traglast nicht mehr charakteristische Werte, sondern bereits Bemessungswerte für Materialwiderstände und LVK verwendet würden. Bei Einhaltung der im EC 5 implizierten Randbedingungen (kein Schlupf, konstante Grenzschnittgröße für das plastische Moment, ideal plastische LVK für die Bettung, Fügung der Seitenhölzer ohne Abstand benachbarter Scherflächen) ist auch bei einer Relativverschiebung der Anschlussbauteile von 10 mm eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse beider Verfahren mit Abweichungen kleiner 5 % festzustellen.

Nachdem die Verteilungsbalken am Kreuzungspunkt mit den Stabachsen der Anschlussbau-

**Abbildung 2.15:**

Einschnittige Holz-Holz-Verbindung

Oben: Verteilung der Bettungskräfte*Mitte:* Querkraftverlauf*Unten:* Momentenverlauf

Timber-to-timber-connection

Top: Distribution of embedding-forces*Centre:* Distribution of shear forces*Bottom:* Distribution of moments

$$R_k = \frac{f_{h,1,k} \cdot t_2 \cdot d}{1 + 2\beta} \left[\sqrt{2 \cdot \beta^2 \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \cdot \beta \cdot (1 + 2\beta) \cdot M_{y,k}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_2^2}} - \beta \right] \quad (G.5)$$

$$\chi_M = 1,2$$

$$R_k = \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,k} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} \quad (G.6)$$

$$\chi_M = 1,1$$

Abbildung 2.16:

Analytische Traglastformeln nach

DIN 1052:2008 [4]

Formel (G.5): Ein Fließgelenk im Stabdübel

Formel (G.6): Zwei Fließgelenke im Stabdübel

Auswertung mit $\beta = 1$

Formulae for the ultimate-load according to DIN 1052:2008 [4]

Formular (G.5): One plastic hinge within the dowel

Formular (G.6): Two plastic hinges within the dowel

Evaluation with $\beta = 1$

teile drehstarr gelagert sind, kann aus den resultierenden Auflagermomenten die Biegebeanspruchung der Anschlussbauteile – wie für einschnittige Scherverbindungen typisch – sehr gut abgeschätzt werden.

2.4.4 LVK für die gesamte Verbindung

Mit der inkrementellen Berechnung der Reaktionskräfte ergeben sich LVK für die gesamte Verbindung.

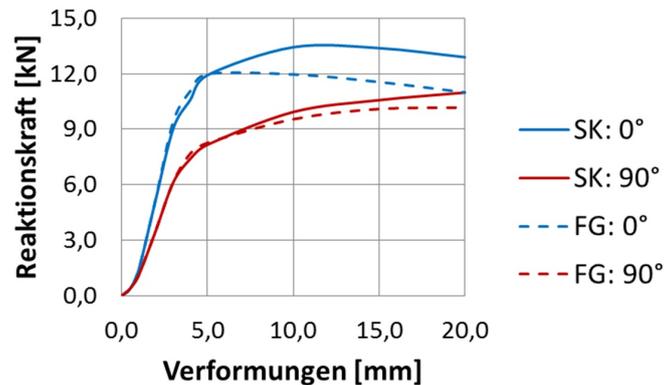


Abbildung 2.17:

Last-Verschiebungskurve eines Einzeldübels

SK ... Stabkette

FG ... Fließgelenk-Theorie

Slip-curves for a single dowel

SK ... calculated as beam-chain

FG ... according to plastic-hinge-theory

Wie aus Bild 2.17 zu sehen, decken sich die Ergebnisse berechnet als Stabkette (SK) mit denen der Fließgelenk-Theorie (FG). Die Übereinstimmung im plastischen Bereich ist wesentlich abhängig von der Wahl eines geeigneten Festwertes für das plastische Biegemoment des Stabdübels. Ideal elastisch-plastische Arbeitslinien für die Bettung bei Belastung parallel zur Faser müssen nicht zwangsweise auch ideal elastisch-plastische Systemantwort bedeuten. Die genauere Berechnung als Stabkette zeigt, dass mit dem aktuellen Formelwerk des EC 5 noch Tragreserve brach liegen, die im Fall von planmäßig querzugverstärkten Verbindungen sehr wohl genutzt werden könnten.

Eine vergleichsweise Berechnung für Belastung senkrecht zur Faser zeigt, dass mit größeren Verformungen durchaus höhere Traglasten infolge Verfestigung erzielbar sind. Die dabei verursachte lokale Faserschädigung sollte allerdings bei der Festlegung von Mindestabständen der Stabdübel untereinander bzw. Auswertung von Nettoquerschnittswerten für übergeordnete Querschnittsnachweise berücksichtigt werden.

2.4.5 Elastische Grenzlaster

Die aktuelle Nachweisführung im EC 5 setzt voraus, dass bei alleinigem Nachweis der Traglast die zugehörige elastische Grenzlaster ohne weiteren Nachweis eingehalten ist. Demnach sind für die Berechnung der elastischen Grenzlaster in den aktuellen Bemessungsnormen auch keinerlei Angaben über anzusetzende Verläufe für Lochleibungsspannungen zu finden.

Das Tragverhalten eines Systems unter Gebrauchslast sollte grundsätzlich bestimmt sein von der Forderung nach uneingeschränkter Wiederbelastbarkeit ohne Verlust an Steifigkeit und nachhaltiger Schädigung der beteiligten Materialien. Nachdem stiftförmige Verbindungen aus mehreren Komponenten, nämlich Holz und Stahl gebildet werden, ist sowohl Beginn als auch Fortschritt des Fließens der Einzelkomponenten stark von der jeweiligen Konfiguration abhängig und daher nicht a priori pauschal durch einfache Regeln festzulegen.

Für das gewählte Beispiel gemäß Bild 2.13 bedeutet allerdings eine Relativverschiebung von ca. 2,5 mm bereits das Erreichen der Elastizitätsgrenze in der Holzmatrix. Die zugehörige aufnehmbare elastische Grenzlast beträgt 8,35 kN und liegt damit um einen Faktor von ca. 1,6 unter der plastische Traglast von 13,36 kN (gültig für eine Relativverschiebung von 10 mm). Der Vergrößerungsfaktor zur Umrechnung charakteristischer Lasten auf Bemessungslastniveau (=Traglast) liegt jedoch – in Abhängigkeit vom Verhältnis ständiger zu variabler Belastung – nur zwischen 1,35 und 1,5. Die formelle Rückrechnung der elastischen Grenzlast – ausgehend von einem bekannten Traglastniveau – ohne gesondertem Nachweis mit einem gemittelten Teilsicherheitsfaktor von ca. 1,4 zeigt, dass bei der vorliegenden Konfiguration der Verbindung unter Gebrauchslastzustand in der Nähe der Scherfläche sicher bereits mit plastischen Verformungen in der Holzmatrix zu rechnen ist.

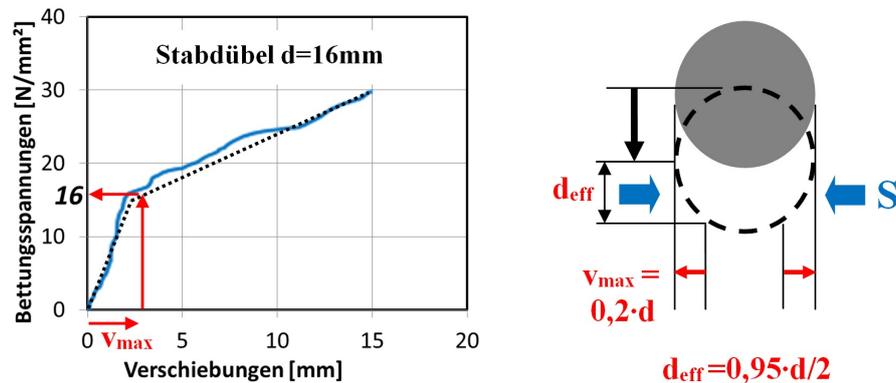
Die Verwendung hochwertiger Stahlgüten für das sVM verlagert den Fließbeginn in die Holzmatrix. Um also den rein elastischen Gebrauchslastfall nicht bemessungsentscheidend werden zu lassen, besteht die Möglichkeit, im Nahbereich der Schwerfläche dennoch begrenzt plastische Bettungsverformungen zuzulassen ohne Einbuße für die spätere Gebrauchstauglichkeit der gesamten Verbindung. Die Stahlspannungen sollten jedoch auf jeden Fall auf den Bereich unterhalb der Proportionalitätsgrenze limitiert bleiben, um Materialermüdung infolge wiederholter plastischer Umformungsprozesse zuverlässig auszuschließen. Nur unter bestimmten Randbedingungen besteht die Möglichkeit, trotz einmaliger plastischer Anfangsverformungen des Stahles weitere elastische Belastungswechsel – bekannt als Einspielvorgang innerhalb der Grenzen des daraus resultierenden elastischen Eigenspannungszustandes – zuzulassen. Die praktische Handhabung erfordert allerdings solides mechanisches Grundwissen und sollte damit auf Ausnahmen beschränkt bleiben.

2.4.6 Spaltkräfte

Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen [16] lassen vermuten, dass die Spaltgefahr für unverstärkte Vollholzverbindungen nur bei einer Winkelabweichung von Kraft- zur Faserrichtung bis maximal 30° besteht.

Die bei Verformungen parallel zur Faserrichtung durch seitliche Materialverdrängung entstehenden Spaltkräfte senkrecht zur Verschiebungsrichtung sind mit der vorgeschlagenen baustatischen Modellbildung leider noch nicht unmittelbar ablesbar. Es kann jedoch sehr wohl eine Abschätzung von Maximalwerten der Spaltbeanspruchung unter Bezug auf die LVK aus Bild 2.10 links vorgenommen werden. Die lokale Spaltkraft S gemäß Bild 2.18 senkrecht zur Faser entspricht näherungsweise dem Produkt, gebildet aus der Lochleibungsspannung, welche einem seitlichen Verdrängungsweg von maximal $0,2d$ entspricht und der tatsächlich druckbeanspruchten halben Dübelseitenfläche d_{eff} mit ca. $0,95(d/2)$.

Für die einschnittigen Holzverbindung gemäß Bild 2.13 ergibt sich bei einer Mindestverschie-

**Abbildung 2.18:**

Vereinfachte Ermittlung der Spaltzugkraft S aus der LVK gemäß Bild 2.10

Simplified calculation of splitting forces S from slip-curves according to Fig. 2.10

bung parallel zur Faser von d_{eff} ($=7,6$ mm) ein maximaler seitlicher Verdrängungsweg von $0,2 d$ ($=3,2$ mm). Bei Anwendung der LVK nach Bild 2.10 errechnet sich das Verhältnis von *Scherkraft parallel zur Faser* zu *Spaltkraft quer zur Faser* je Längeneinheit der Stabdübelachse mit $(29 \cdot d \cdot 1) : (16 \cdot 0,95 \cdot d/2 \cdot 1) = 3,8 : 1$. Das Ergebnis ist mit den in der Literatur (z. B. [14]) vorgeschlagenen pauschalen Verhältniswerten von 3 : 1 durchaus im Einklang. Nachdem die LVK für Lochleibungskräfte an fehlerfreien Proben ermittelt werden, ist bei Ästen wegen lokal höherer Rohdichteverteilung auch mit größeren Zwängungswiderständen zu rechnen und daher der Ansatz für Fichtenholz mit 3 : 1 gerechtfertigt.

Der Verformungslinie des Stabdübelns folgend sind demnach auch die Spaltkräfte nicht gleichmäßig entlang der Stabachse verteilt. Dem vorherrschenden Versagensmechanismus entsprechend wird die Umgebungsmatrix Holz unterschiedlich auf Querkzug beansprucht.

2.5 Vereinfachung durch Systematisierung

Angesichts der umfangreichen und komplexen Formelwerke in und außerhalb des EC 5 war bisher mehrfach der Wunsch von Anwenderseite nach Vereinfachung der Nachweisführung für sVM zu vernehmen. Eine nachhaltige Vereinfachung besteht jedoch nicht im Ersatz von Formeln durch Diagramme oder Tabellen. Sie sollte vielmehr in einer grundlegenden Strukturierung von im Grunde zusammengehörigen Themenkreisen liegen. Daraus ergeben sich folgende Vorteile:

- Die Fülle bestehender oder künftig noch zu entwickelnder *Traglastformeln* ist durch die in diesem Beitrag vorgeschlagene strukturierte baustatische Systemmodellierung vollständig substituierbar. Traditionelle *Fallunterscheidungen* werden zuverlässig ersetzt durch inkrementelle Laststeigerungen und iterative Berechnungsvorgänge. Der Umfang des EC 5 könnte erheblich reduziert werden durch die Fokussierung auf Modelleingangsparameter wie LVK für charakteristische Lochleibungsspannungen in Ab-

hängigkeit von Belastungswinkel und Materialstruktur der Umgebungsmatrix und Momenten-Rotationsbedingungen.

Der Vielfalt an Konstruktionsvarianten und Materialkombinationen wie z. B. bei Brettsperrholz sind keine Grenzen mehr gesetzt. Die geometrische Anordnung von Verbindungsmittel ist für beliebige Winkel zwischen 0° bis 90° zur Faser wählbar, wobei die Faserrichtungen benachbarter Scherflächen – wie z. B. bei Stabdübelkreisen in Rahmenecken üblich – durchaus unterschiedlich sein können.

- Die errechneten LVK für das einzelne Verbindungsmittel erfüllen alle Anforderungen hinsichtlich *Gleichgewicht der Kräfte* und *Kompatibilität der Verformungen* und spiegeln – trotz vereinfachter Modellierung als Stabmodell – bereits sehr zutreffend das tatsächliche mechanische Verhalten wider. Nichtlineare Federkennlinien ganzer Verbindungsmittelgruppen können daraus abgeleitet werden.

Die Teilergebnisse benachbarter Scherflächen – unabhängig von der dazwischen liegenden Blechstärke – sind immer kompatibel. Auch das Tragverhalten nicht nur unidirektional belasteter Verbindungen kann zuverlässig erfasst werden.

Für Zwischenstufen mit Teilplastizierung müssen weder Verteilungen der zugehörigen Lochleibungsspannung abgeschätzt noch die Lage potentieller Fließgelenke durch Probieren ermittelt werden.

- Die zur *Bemessung der Anschlussbauteile* benötigten resultierenden Einwirkungsgrößen ΔN , ΔV und ΔM können dem baustatischen Modell unmittelbar entnommen werden, sofern die Umgebungsmatrix mittels starrer Verteilungsbalken und nicht vereinfacht durch Auflagerfedern modelliert wurde. Ebenso ersichtlich ist die qualitative Verteilung der Spaltkräfte entlang der Achse des sVM aus den lokalen Relativverschiebungen des sVM zur Holzmatrix. Die zugehörige Größe der Spaltkräfte kann allerdings erst mittels Nachlaufrechnung nach Abschnitt 2.4.6 angegeben werden.

Darüber hinaus erleichtert die graphische und maßstäblich korrekte Darstellbarkeit von Verformungen und Schnittgrößen mit realen Werten im Gegensatz zu stilisierten Symbolzeichnungen dem Ingenieur das Verständnis der mechanischen Zusammenhänge und bildet damit eine zuverlässige Ausgangsbasis für weiterführende konstruktive Maßnahmen.

2.6 Zusammenfassung

Baustatische Modellbildung ist nicht von der realen Größe der zu analysierenden Struktur abhängig, sondern ausschließlich von den Möglichkeiten, mechanische Vorgänge zu strukturieren und einer systematischen Analyse zuzuführen.

Auch wenn lokale Bruch- oder Umformungsprozesse – bedingt durch die Mikrostruktur des Werkstoffes – noch nicht vollständig durch verfeinerte Rechenmodelle beschreibbar sind, kann die vereinfachte baustatische Modellierung sehr wohl bereits durch Ansatz von LVK für resultierende Teilschnittgrößen wie z. B. Bettungskräfte erfolgreich sein.

Durch konsequente Nutzung von Werkzeugen, die heute für jeden Ingenieur verfügbar sind, gelingt es, die aktuell unbefriedigende Situation im EC 5 zum Thema Nachweisführung für sVM

mit eigenen Mitteln und schlüssig zu komplettieren und der konstruktiven Vielfalt beim Einsatz von sVM durch strukturierte Einfachheit im praktischen Umgang zu begegnen.

Die jüngsten Weiterentwicklungen bei kommerzieller Statiksoftware sollten sowohl Ingenieure als auch Verfasser von Bemessungsnormen ermutigen, bestehende Standards zu entrümpeln und Nichtlinearitäten unter Bezug auf die zu Grunde liegende Mechanik in ihre Konzepte zu integrieren. Nur so kann die Chance genutzt werden, bislang als unvereinbar und zu komplex geltende Themenstellungen zu verschmelzen und Prozesssicherheit wie Benutzerfreundlichkeit bei der Bemessung von sVM zum Durchbruch zu verhelfen.

Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung dieser Arbeit durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft (FFG, Projekt Nummer 832803 und 839858) und durch CEI-Bois (über die Plattform "Building with Wood") im Rahmen des Forschungsprojekts "MechWood 2".

Literaturverzeichnis

- [1] EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1:2008; Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau
- [2] EN 1995-1-2:2004 + AC:2009; Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall;
- [3] EN 1998-1:2004; Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben – Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten
- [4] DIN 1052:2008:12; Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln für den Hochbau
- [5] Johansen, K. W. (1949) Theory of Timber Connections International. Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE) Pub. 9, 249-262
- [6] Rubin H., Vogel U. (1982) Baustatik ebener Stabwerke, Stahlbau Handbuch, Band 1, Stahlbau-Verlags-GmbH Köln, ISBN 3-923726-00-7
- [7] Yasumura M., Sawata K. (2000) Determination of yield strength and ultimate strength of dowel-type timber joints. CIB-W18 33-7-1
- [8] Blaß H.J., Bienhaus A., Krämer V. (2000) Effective bending capacity of dowel-type fasteners. CIB-W18 33-7-5
- [9] Blaß H.J. und Laskewitz B. (2000) Load-carrying capacity of joints with dowel-type fasteners and interlayers. CIB-W18 33-7-6
- [10] Pedersen, M. U. (2002) Dowel Type Timber Connections, strength modelling. Rapport *BYG • DTU, R – 039*
- [11] Thelandersson S., Larsen H.J. (2002) Timber Engineering, John Wiley & Sons, LTD, ISBN 0-470-84469-8
- [12] Blaß H.J. und Laskewitz B. (2003) Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmittel und Zwischenschichten. Bauen mit Holz, Heft 1 Seite 26 und Heft 2 Seite 30
- [13] Eberhart O. (2004) Bemessung von stiftförmigen Verbindungen durch Zwischenschichten hindurch. Ingenieurholzbau; Karlsruher Tage 2004; Bruderverlag, Universität Karlsruhe

-
- [14] Bejtka I. (2005) Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben. Dissertation. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine. Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften. Universität Karlsruhe
 - [15] Fragiaco M., Buchanan A., Moss P., Carshalton D., Austruy C. (2007) Predicting the strength of bolted timber connections subjected to fire. CIB-W18 40-7-1
 - [16] Hübner U., Bogensperger T., Schickhofer G. (2008) Embedding strength of European hardwoods. CIB-W18 41-7-5
 - [17] Franke S., Quenneville P. (2009) Embedding strength of New Zealand timber and recommendations for the NZ standard. CIB-W18 42-7-4
 - [18] Jorissen A., Fragiaco M. (2010) Ductility in timber structures. CIB-W18 43-7-2

Cross-laminated timber plates subjected to concentrated loading – experimental identification of failure mechanisms

Authors Georg Hochreiner, Josef Füssl, and Josef Eberhardsteiner
Published in *STRAIN*, doi: 10.1111/str.12068, 2013

Abstract

Nachdem Holzwerkstoffe - insbesondere Brettsperrholz - zunehmend auch als Tragelemente im Bauwesen Eingang gefunden haben, hat sich der Bedarf nach geeigneten und zuverlässigen Bemessungsnormen für diese Produkte verstärkt. Für die Entwicklung bzw. Verbesserung von Bemessungskonzepten ist allerdings ein fundiertes Wissen über das tatsächliche mechanische Verhalten derartiger Bauelemente unverzichtbar. Aus diesem Grund konzentriert sich die vorliegende Arbeit auf die globalen Versagensmechanismen inklusive der zugehörigen Entwicklung von Bruchformen in Brettsperrholzplatten in Abhängigkeit von geometrischen und materialspezifischen Kenngrößen. Zu diesem Zweck wurden Versuche an 3- und 5-Schicht-Platten durchgeführt. In Ergänzung zu traditionellen Auswertemethoden wurden die Versuchskörper zusätzlich in kleine Würfel zerschnitten zwecks Identifikation der Bruchformen auch im Platteninneren. Dabei konnten Zonen mit ausgeprägtem Schub-, Zug- und Interface-Versagen sowie Mischformen lokalisiert und mit der Bauteilgeometrie bzw. Belastungskonfiguration in Verbindung gebracht werden. Auf diese Weise ist es gelungen, bisher zwar bekannte jedoch nicht näher erforschte Effekte wie z.B. duktiles Tragverhalten von Brettsperrholzplatten zu erklären. In diesem Zusammenhang wurden sowohl die Entwicklungsgeschichte des

Rollschubversagens als auch der Einfluss fortschreitender Rissbildung auf die Reduktion der Plattensteifigkeit untersucht und im Detail analysiert.

Since wood products for structural elements, especially cross-laminated timber (CLT), have gained importance in the building sector, the need for appropriate and reliable design codes for such wood products has become essential. For the improvement and development of design concepts, a profound knowledge about the mechanical behaviour of these products is necessary. For this reason, this work focuses on global failure mechanisms and the corresponding evolution of different crack modes in CLT plates, depending on geometric and/or material related properties. Therefore, plate-bending experiments on 3- and 5-layered CLT plates were carried out. In addition to standard evaluation methods, each specimen was cut into small cubes to identify the failure modes inside the plates. Regions with dominant shear failure, tensile failure, delamination, and mixed failure modes could be captured and connected to geometry and loading situation. Based on this evaluation well known but not yet in detail described effects, such as the ductile structural behaviour of CLT plates, can be explained. Moreover, the evolution of rolling shear failure modes as well as from which point the progressive failure highly affects the plate stiffness is investigated and analysed in detail.

Keywords

Cross laminated timber, plate bending, concentrated loading, crack formation, rolling shear, cylindrical orthotropy

3.1 Introduction

In recent years, cross-laminated timber (CLT) plates have gained importance in the building sector, because modern building systems, only consisting of horizontal ceilings and vertical columns connected to some bracing core-structure, have been transferred to wooden structures as well. The element dimensions have been increased up to 16 x 3 x 0,4 m [4, 12]. Despite of their application as 2D load-carrying structural elements, standard testing procedures for the derivation of design parameters are still based on 1D loading schemes, like 3-point and 4-point bending tests respectively [17]. Thereby, important stress transfer mechanisms typical for 2D load-bearing systems cannot be captured. Especially global shear deformations, resulting from middle layers with quite low shear stiffness, and global shear failure mechanisms due to concentrated loads cannot be estimated appropriately with 1D test arrangements. Compared to concrete slabs, where standard verification procedures for punching failure have been available for a long time and the load carrying capabilities beyond the pure elastic regime are well investigated, there is a lack of knowledge concerning CLT plates.

A lot of research work has been performed on CLT plates related to different topics: Theoretical and experimental investigations regarding the influence of orthotropy on the rolling shear stiffness of CLT plates can be found in [2, 5], determination resp. optimisation of mechanical properties of industrially produced plates are discussed in ([3, 6]), non destructive verification of homogenised elastic properties by vibration in [7], impact of internal stress states induced by a change of moisture content on the load carrying behaviour is analysed in [10, 14], fire behaviour in case of plate bending [11], aspects of quality control [17], impact of scattering

material-properties and compatibility of the results from tests subjected to concentrated loads to numerical modelling ([12]) and recommendations for local shear-reinforcement in case of concentrated loading of CLT-plates ([18]). Based on the insufficiency of numerical modelling for such thick walled layered elements [17] a scan was started for more appropriate modelling strategies [15].

For all investigations, the assessment of failure is limited to surface information of the specimens and the main focus is laid on the mechanical behaviour up to the elastic limit.

However, to allow for the development of more accurate and reliable design concepts, knowledge about the failure mechanisms (type and mode of cracks, crack formation and propagation) within the plates is necessary, also with regard to the development and validation of sophisticated numerical simulation tools for structural elements. Investigation and assessment of crack formation has been proven to be an appropriate method for the derivation of corresponding design procedures ([1]) for diverse and even more complicated failure modes.

For this reason, this work focuses on a detailed evaluation of plate bending tests on CLT elements: At the beginning, the experimental set-up and the basic evaluation strategy is described. Subsequently the global load displacement behaviour as well as the observed failure modes within the plates are illustrated and discussed. Finally, concluding remarks are at the end of the paper.

3.2 Experiments

3.2.1 Specimens

Tests were carried out on 3- and 5-layered CLT plates with dimensions 1 x 1 and 2 x 2 m² and board dimensions according to Tab. 3.1. The raw material was Norway spruce (strength class C24 to C28 [2]) and polyurethane adhesive was used for glueing. Most of the boards were cut out closely to the pith or even including the pith and the arrangement of the boards was quite uniform (see Figure 3.1).

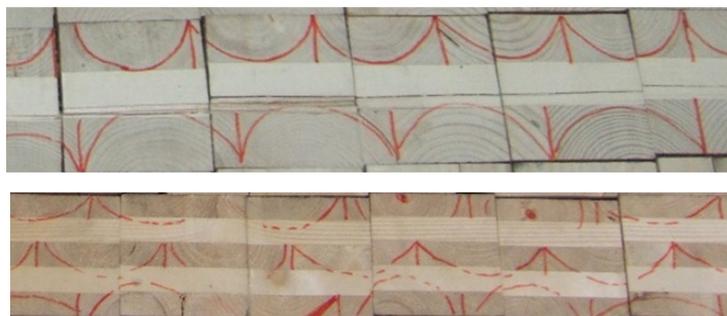


Figure 3.1: Location of the pith within the 3- and 5-layered CLT plates.

At the outermost layers, the pith location is chosen to lie on the external side, probably according to present regulations for glued laminated timber (GLT) to avoid cracks on the surface due

to shrinkage. On the other hand, this arrangement may decrease the global bending stiffness due to the lower local stiffness of juvenile wood around the pith.

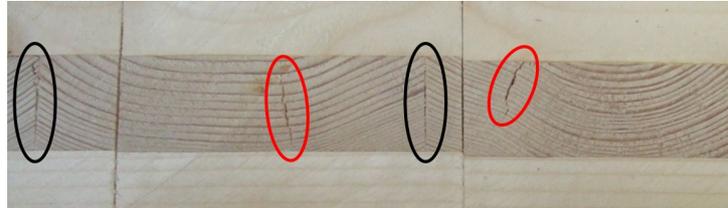


Figure 3.2: Observed local cracks before testing:

Radial cracks due to shrinkage in tangential direction (red ellipses), and missing lateral face glueing (black ellipses).

All lamellae went through a standard industrial drying procedure before being graded and finger jointed. According to the product specifications the lateral faces of the board should generally be glued. Local inspection revealed bonding defects (see Figure 3.2, black ellipses) but due to the thickness of the outer board no relevant impact on the global test results were observed. Likewise, the local cracks due to shrinkage in tangential direction that were also found (see Figure 3.2, red ellipses), did generally not affect the final crack formation within the CLT elements. Moreover, unsuitable finger joints were observed partially, leading to a reduced bonding strength and finally to bonding failure (see Figure 3.3).

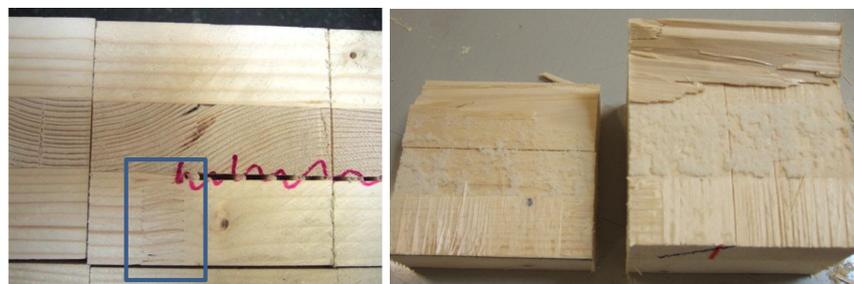


Figure 3.3: Bonding failure due to unsuitable finger joints.

Table 3.1: Dimensions of 3 and 5-layered CLT elements

[mm]	3-layered	5-layered
total element thickness	96	95
thickness of single layers	34-28-34	19-19-19-19-19
board dimensions (main direction)	35 x 85 to 105	19 x 98
board dimensions (transverse direction)	28 x 112	19 x 106 to 116

3.2.2 Test set-up

The mechanical testing of the plates was carried out at MPA Stuttgart following, in general, the test concept in [12]. The plates were vertically supported along all four edges (see Figure 3.4).

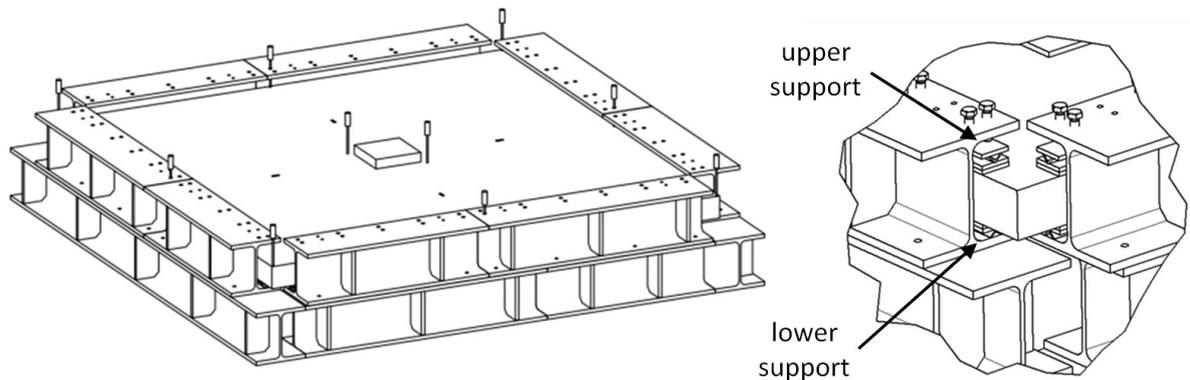


Figure 3.4: Test set-up at MPA Stuttgart.

Rotation was not constrained even in case of concurrent lower and upper support, because of allocation of a sliding film between both neighbouring longitudinal steel plates fitted to the wooden plate surface. If no continuous upper support or vertical restraints in the corners of the plate exist, the extent of the lower support might be reduced in case of uplift due to torsional deformations of the plate. Slight unevenness of the plates, mainly a consequence of drying, was balanced by means of a mortar bedding, using a pressure-resistant epoxy casting resin on top of the lower supporting steel profiles.

The concentrated load at the center of the quadratic plate was applied by deformation control. A loading-rate between 3 and 6 mm/min was used within the elastic regime and between 15 and 20 mm/min during extensive crack formation. A rigid metal punch without any flexible interlayer to the wooden surface was used.

The environmental conditions in the laboratory were not controlled (approx. 20 °C and 65 % RH during the test period in April and May). In total, ten plates with different dimensions and loading conditions were tested (see Tab. 3.2). In order to get a better estimation of the elastic limit, preliminary tests were performed with a reduced amount of measurements.

3.2.3 Measuring devices

Comprehensive measurement equipment was used in order to track the local and global deformation behaviour and to collect information about maximal shear strains at the outer corners of the plates as well as the indentation depth of the punch. Because of the well known inhomogeneities of wood different measurement systems have been applied simultaneously to ensure reliable results and to gain information about the suitability of the different measurement methods, which were:

- Linear strain gauges ($120 \Omega \pm 0,3\%$; k-factor $2,1 \pm 1\%$; grid length = 20 mm) were

Table 3.2: Test program

Preliminary tests with reduced set of measurements						
Specimen	Plate size [m x m]	Number of layers	Punch size [mm x mm]	Load levels at different support conditions		
				a	b	c
EL2	2 x 2	3	200 x 200	25 kN	-	25 kN / collapse
EL3	2 x 2	5	200 x 200	25 kN	-	25 kN / collapse
EL4	2 x 2	3	200 x 200	25 kN	-	25 kN / collapse
EL5	2 x 2	5	200 x 200	25 kN	-	25 kN / collapse
Tests with full set of measurements						
PK1	1 x 1	3	150 x 150	-	-	25 kN
PK2	1 x 1	3	150 x 150	-	-	40 kN
PK3	1 x 1	3	150 x 150	-	-	collapse
EL1	2 x 2	3	200 x 200	20 kN	20 kN	20 kN / collapse
EL6	2 x 2	3	200 x 200	25 kN	25 kN	25 kN / collapse
EL7	2 x 2	5	200 x 200	20 kN	20 kN	20 kN / collapse
a: only lower support						
b: continuous lower support and upper support only at the corners						
c: continuous lower and upper support						

applied in the quarter points of the plates, along the symmetry axes on the top and the bottom surface of each plate (see Figure 3.6 a).

- Linear rosette-type strain gauges ($120 \Omega \pm 0.35\%$; k-factor $1.98 \pm 1\%$) were applied at opposite corners of the plates on the vertical sides close to the edges (see Figure 3.5 a).

**Figure 3.5:** Shear strain measurements at the corners:

(a) Rosette-type strain gauges and (b) speckle pattern for ARAMIS

- LVDTs were used to monitor the global plate deflection, the local indentation of the punch (see Figure 3.6 b) and the warping of cross-sections (see Figure 3.6 c).
- Load cells (maximum load 10 kN) at the corners were used to track uplift forces (pre-stressed with 20 N to avoid adoption).

- A digital camera was used to record the test (upper and lower surface) and additionally provide an acoustic protocol.
- The digital image correlation (DIC) measurement system ARAMIS was used to measure the displacement fields of the side surfaces of the three-layered plates (see Figure 3.6 c), in order to gain information on warping and shear distortion, respectively. Additionally the shear strains according to Figure 3.5 b should be captured as well.

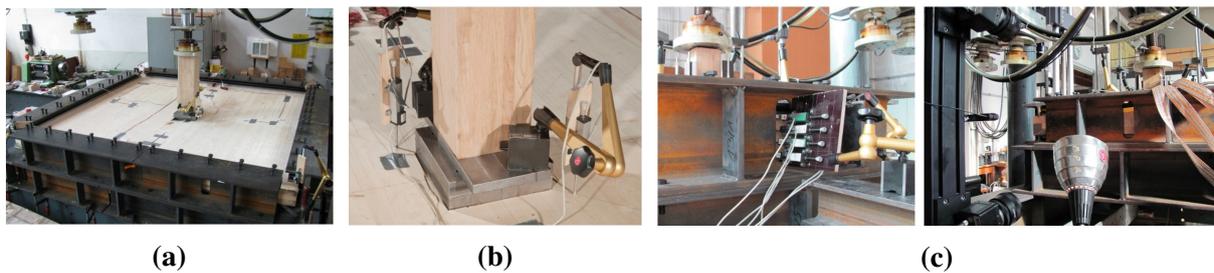


Figure 3.6: Measuring equipment:

(a) Strain gauges on top surface. (b) LVDTs next to loading punch. (c) LVDTs and DIC system for horizontal displacement measurement of plate cross-section.

3.2.4 Documentation of crack formation

Traditional assessment of the cracking behaviour is usually based on surface views and a few cuts through the specimen at promising locations. This might be sufficient for beam-like structures, where it is possible to estimate the crack path due to surface information, but for plates this is no longer possible. Nevertheless, during the loading process acoustic signals often imply cracking processes long before they are visible from the outside. For this reason, a systematic crack assessment is only possible by slicing the plates into strips and subsequently to cubes, according to a scheme illustrated in Figure 3.7. A grid size with an interval of about 100 mm has been proven to be appropriate for a reliable reconstruction of the cracking mechanisms and, at the same time, produces a reasonable amount of work for machining and rearrangement of the cubes. The global partitioning was performed by a portable circular saw and a bench band saw was used for cutting the single cubes. The result is a system comparable to the well known child's toy-box, consisting of wooden cubes being attached with different pictures which can be made visible by appropriate rearrangement of the single cubes. In a similar manner the global failure modes could be made visible for each tested plate. Each single cube was inspected from every side to evaluate the extent and mode of cracking over the whole volume. Finally, additional information was included concerning growth irregularities of single boards, moisture content during testing, aspects of production like kiln-drying, glueing or curing as far as available.

A1	B1	C1	D1	E1	F1	G1	H1	I1	J1	K1	L1	M1	N1	O1	P1	Q1	R1	S1	T1
A2	B2	C2	D2	E2	F2	G2	H2	I2	J2	K2	L2	M2	N2	O2	P2	Q2	R2	S2	T2
A3	B3	C3	D3	E3	F3	G3	H3	I3	J3	K3	L3	M3	N3	O3	P3	Q3	R3	S3	T3
A4	B4	C4	D4	E4	F4	G4	H4	I4	J4	K4	L4	M4	N4	O4	P4	Q4	R4	S4	T4
A5	B5	C5	D5	E5	F5	G5	H5	I5	J5	K5	L5	M5	N5	O5	P5	Q5	R5	S5	T5
A6	B6	C6	D6	E6	F6	G6	H6	I6	J6	K6	L6	M6	N6	O6	P6	Q6	R6	S6	T6
A7	B7	C7	D7	E7	F7	G7	H7	I7	J7	K7	L7	M7	N7	O7	P7	Q7	R7	S7	T7
A8	B8	C8	D8	E8	F8	G8	H8	I8	J8	K8	L8	M8	N8	O8	P8	Q8	R8	S8	T8
A9	B9	C9	D9	E9	F9	G9	H9	I9	J9	K9	L9	M9	N9	O9	P9	Q9	R9	S9	T9
A10	B10	C10	D10	E10	F10	G10	H10	I10	J10	K10	L10	M10	N10	O10	P10	Q10	R10	S10	T10
A11	B11	C11	D11	E11	F11	G11	H11	I11	J11	K11	L11	M11	N11	O11	P11	Q11	R11	S11	T11
A12	B12	C12	D12	E12	F12	G12	H12	I12	J12	K12	L12	M12	N12	O12	P12	Q12	R12	S12	T12
A13	B13	C13	D13	E13	F13	G13	H13	I13	J13	K13	L13	M13	N13	O13	P13	Q13	R13	S13	T13
A14	B14	C14	D14	E14	F14	G14	H14	I14	J14	K14	L14	M14	N14	O14	P14	Q14	R14	S14	T14
A15	B15	C15	D15	E15	F15	G15	H15	I15	J15	K15	L15	M15	N15	O15	P15	Q15	R15	S15	T15
A16	B16	C16	D16	E16	F16	G16	H16	I16	J16	K16	L16	M16	N16	O16	P16	Q16	R16	S16	T16
A17	B17	C17	D17	E17	F17	G17	H17	I17	J17	K17	L17	M17	N17	O17	P17	Q17	R17	S17	T17
A18	B18	C18	D18	E18	F18	G18	H18	I18	J18	K18	L18	M18	N18	O18	P18	Q18	R18	S18	T18
A19	B19	C19	D19	E19	F19	G19	H19	I19	J19	K19	L19	M19	N19	O19	P19	Q19	R19	S19	T19
A20	B20	C20	D20	E20	F20	G20	H20	I20	J20	K20	L20	M20	N20	O20	P20	Q20	R20	S20	T20

Figure 3.7: Numbering and cutting scheme of 5-layered CLT plates.

3.3 Results and discussion

In this section, results from three different sources are presented: (i) from selected point measurements, (ii) from acoustic signal protocols, and (iii) from the inspection of the wooden cubes, giving the global crack formation.

Classification scheme of failure modes

With respect to the latter, on the wooden board level the following failure modes will be distinguished (see Figure 3.8):

- TL: Tensile failure in L-direction, where the fracture surfaces proceed perpendicular to the grain and are rather compact in the case of clear wood with a maximum length of torn out fibres of 10 mm.
- CL: Compressive failure in L-direction, which leads to the typical kink-banding failure mode, well known for fibre composites, due to local instabilities of the wood cells. This results in a quasi plastic behaviour on the macro level.
- I: Indentation failure perpendicular to the grain, which is characterized by extreme ductile plastic behaviour.

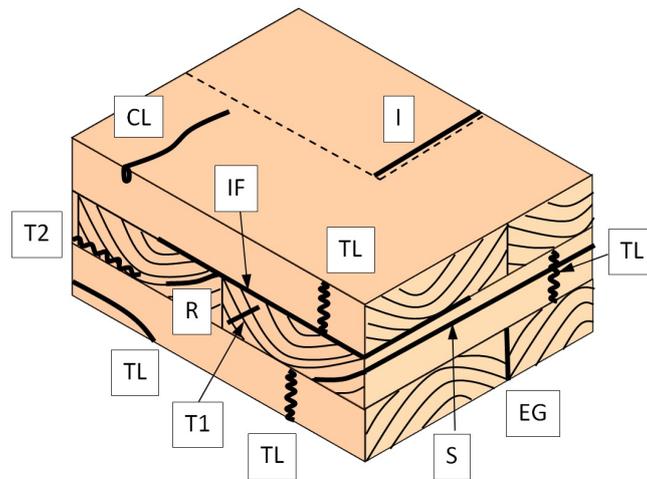


Figure 3.8: Classification of crack modes within CLT plates.

- **R:** Tensile failure in R-direction, mainly occurring in the early wood cells, which exhibit a larger scatter of strength values. This type of failure may be born from either shear stress parallel to the grain or so-called rolling shear stress perpendicular to the grain. The corresponding fracture surfaces are usually located in the interior of the board, following as long as possible the annual rings.
- **T1:** Tensile failure in T-direction, occurring in both early- and late wood. This type of failure either results from lateral tensile bending stress in the outer layers, embarrassed shrinkage or rolling shear stress as well. The fracture surfaces is usually compact. The induced stress-components are to be superimposed with in-plane shear-stress parallel to the grain derived from plate-twisting-moments.
- **T2:** Plane tensile failure in T-direction, occurring in the transition zone to neighbouring boards and characterized by a plane crack path, but a staggered structure of the crack surface. Could also contain defects of the edge glueing between two boards. The reason for this special type of failure mode may be the superposition of global rolling shear stress by either bending stress perpendicular to the grain or tension stress perpendicular to neighbouring layers.
- **S:** Shear failure parallel to the grain usually follows the course of the annual rings only being limited by the dimensions of the board.

In general, failure modes TL and T2 together lead to final structural failure, while modes R and T1 rather remain local and hardly influence the effective plate stiffness and strength. Moreover, the following failure modes between boards may appear:

- **EG:** Failure of edge-glueing, and
- **IF:** Interface failure between single layers.

System response in the context of crack formation

For both plate types (3- and 5-layered) and for all specimens the quasi-elastic limit was approximately at the same level, at about 130 kN (see Figure 3.9). With the exception of plates PK3 and EL2, all specimens exhibit quasi ductile load carrying behaviour, with even 'hardening' in case of plate EL4. On the basis of the recorded videos of the upper and lower side of each plate, the

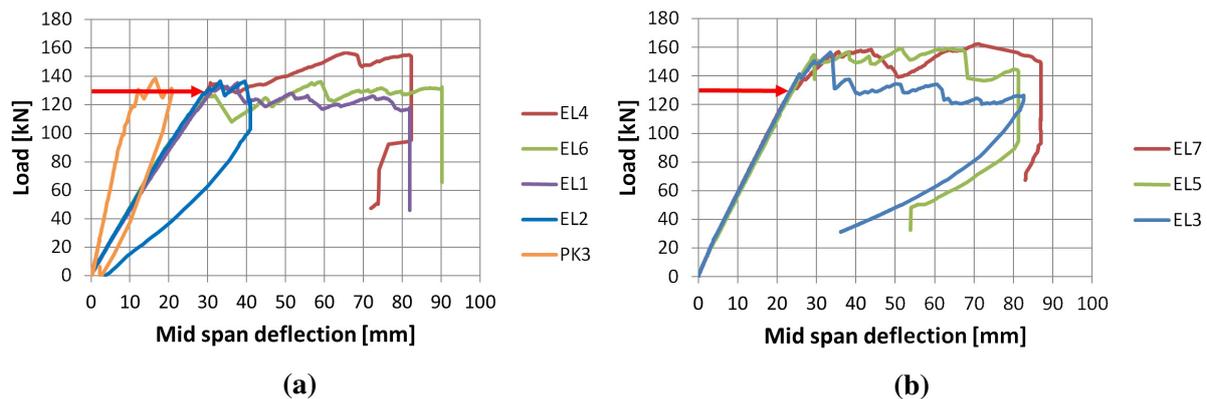


Figure 3.9: System response for all test samples: (a) Load displacement curves of 3-layered CLT plates and (b) Load displacement curves of 5-layered CLT plates

characteristic of corresponding acoustic signals and the global load displacement behaviour, a tabular failure protocol could be created for each test (see Tab. 3.3), highlighting the assignment of cracking modes according to the aforementioned categorization to the global load displacement characteristics. Although the assessment of internal crack formation by inspection of the cubes after testing only reflects the very last stage of crack formation the 'assumptions' about the type and history of crack formation were backed up by the knowledge about the internal distribution of forces respective stresses linked to the updated structural system depending and the accumulated crack formations as well as by numerical modelling performed in the background, but not reported within this paper.

For better illustration these failure modes are assigned to the global load displacement curve superimposed by the intensity of acoustic signals during the failure process (see Figure 3.10). Even qualitatively recording of the acoustic signals should be a good indication for the amount of energy release and the type respective extent of crack formation.

In the following, the probably occurring effects and/or cracks in each stage, as defined in Figure 3.10, are described:

Stage 1, elastic regime: Within the elastic regime there are neither visual nor acoustic signs which would indicate any kind of damage or crack initiation. As expected, the average effective system stiffness of the 5-layered plates is higher than that of the 3-layered plates, despite of the same overall thickness. The reason is the higher stiffness in the secondary (transverse) direction of the 5-layer plates, where 3 x 19 mm effective thickness can be activated instead of 1 x 28 mm as for the 3-layer plates.

Stage 2, crack initiation: In this stage cracking starts, which is clearly indicated by acoustic signals, but the individual cracks remain local such that the effective plate stiffness is hardly

Table 3.3: Exemplary failure protocol for CLT plate EL4

Stage	Load [kN]	Time [s]	Notes	Crack modes
1	> 60	150	slight clicking noise	R,T1
2	> 80	200	continuous crack formation crack initiation of bonded side edges	R,T1 EG
2	~ 100	235	failure of bonded side edges	EG
3	~ 130	290 300	local tensile failure at knots first local tensile failure of boards	TL TL
4	~ 140	350 390	visible indentation failure at punch increased local tensile failure at knots	I TL
5,6	~ 150	395	large indentation at punch (=8 mm)	I
5,6		400	tensile failure of single board	TL
6		410	tensile failure of single board	TL
6		415	Interface failure near the top surface	IF
6		420	ultimate load (tensile failure at the top side)	

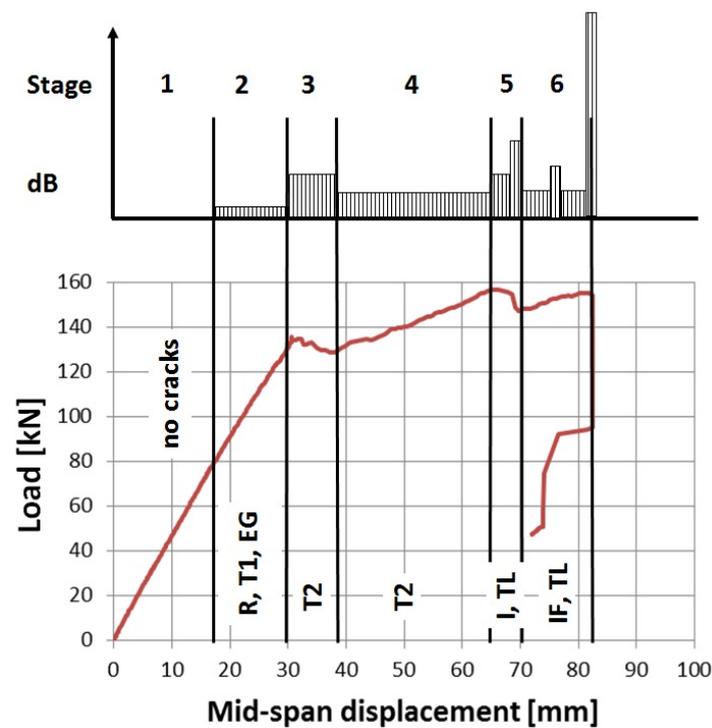


Figure 3.10: Illustrative load displacement curve with acoustic protocol and assigned crack modes to the different failure stages

influenced. Tensile failure in R-direction (R) due to global rolling shear stress is assumed to be the first occurring fracture mode, because of the smaller tensile strength of early-wood in R-direction compared to the T-direction. Typically, cracks run along annual rings and possibly jump to neighbouring rings with advancing crack growth, but clearly being limited to the area where tension stress in R-direction exists. The resulting global failure pattern consists of in regular intervals appearing inclined cracks, where the inclination angle is between 40° to 60° to the horizontal, depending on the local configuration of the annual rings. The distance between cracks depends on the width of the individual board. These crack formation strongly reminds of the regular shear cracks in reinforced concrete structures, and also the development of a truss-like structural system is obvious (see Figure 3.11a).

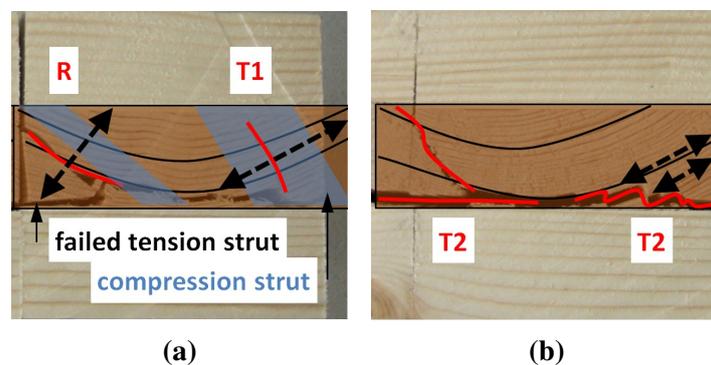


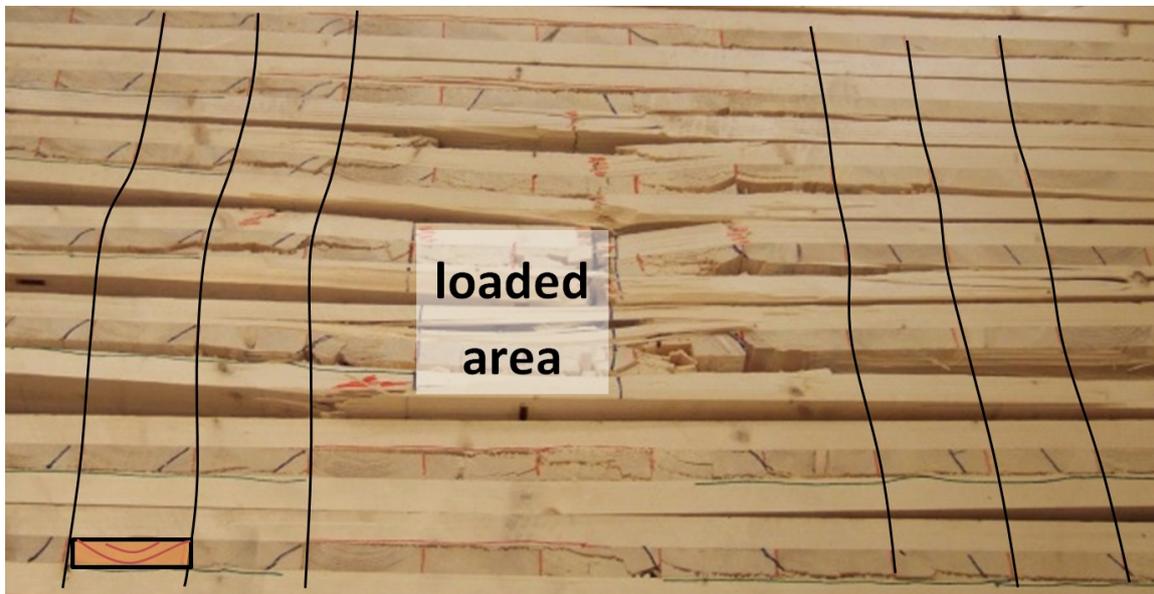
Figure 3.11: Structural system and corresponding crack formation within a single board: (a) Truss-like structural system in Stage 2 and (b) Subsequent cracking modes in Stage 3

Figures 3.12a and 3.12b show the regular distribution of R-cracks per each horizontal section (=main load bearing direction of the CLT plate) for two different annual ring configurations of the boards of the middle layer. It can be seen that the crack location is clearly influenced by the course of the annual rings, but the global crack pattern is basically independent of the location of the pith. For better visualisation the width of the boards is highlighted by thin black lines.

Tensile failure in tangential direction (T1) seems to be the subsequent cracking mode (see Figure 3.11b), also induced by rolling shear stress, mainly occurring in high loaded areas in the vicinity of the load application. Furthermore, partial tensile failure of the edge glueing (EG) was also observed at Stage 2. Nevertheless, since the areas of high bending stress and dominating twisting stress are hardly overlapping, global stiffness is not really affected.

Stage 3, controlled softening of the system: At this stage horizontal crack planes are forming (=failure mode T2) (see Figure 3.11b), and the truss-like structural system, which preserved the initial level of global stiffness, is partially going to be destroyed. The shear stress transfer between bottom and top layer is now strongly reduced and the structural stiffness decreases. The cracked T2 surface is quite even in the area of the former compression struts (pure shear failure) and shows a staggered/rough face under the former tension struts (shear and tensile failure; see Figure 3.11). It can be assumed that the effective stiffness of the resulting structural system is also dependent on the friction parameters between these cracked surfaces.

Stage 4, stable ductility of the system: At the beginning of this stage propagating T2-failure surfaces, as described in Stage 3, freeze, and tension band systems are activated, which may



(a)



(b)

Figure 3.12: Regular pattern of R-cracks in the middle layer of 3-layered CLT plates:

(a) Crack pattern for concave annual ring course and

(b) Crack pattern for convex annual ring course

lead to 'hardening' effects of the global system. Stage 3 and Stage 4 may occur repeatedly in succession (see CLT plates EL6 and EL3 in Figure 3.9), whereas the global stiffness decreases for each newly formed system. This cycle is stable as long as T2-failure does not expand to the boundaries of the plate.

Stage 5, unstable softening of the System: This stage is characterized by large zones of T2-cracks and additional arising interface failure surfaces between boards (IF). Together with tensile failure in longitudinal direction (TL), often initiated at growth irregularities, abrupt stress transfers and there from resulting unstable softening behaviour take place, which are reflected by signal peaks in the acoustic protocol.

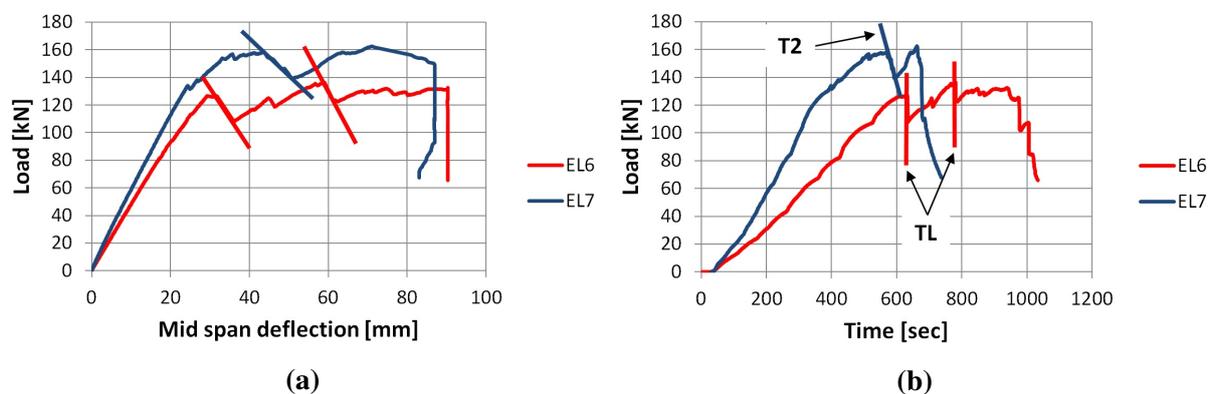


Figure 3.13: Identification of softening induced by failure modes T2 or TL:

(a) Softening represented by load displacement curves and (b) Softening represented by load time curves

While from the load displacement curves (see Figure 3.13a) T2-failure can not be distinguished from TL-failure, the abrupt failure characteristic of the latter is clearly visible in load time relationships (see Figure 3.13b). As can be detected within the load time curve of EL7, the setting of different time frames for testing dedicated to the elastic and post elastic regime may probably not meet the system response in every case.

TL-failure typically indicates that the ductile potential of the system is depleted and the ultimate load is almost reached. Interestingly, TL-failure was not only detected in the tension zone (bottom layer of the plate) but also within the inner layers and at the top layer, actually characterized by dominating compression stress states under bending. This confirmed the aforementioned activation of tension band systems, in which tension forces dominate in all layers.

Stage 6, final failure: Finally, tension band systems are predominant and as a result global failure is mainly characterized by TL-cracks distributed over all layers. If tension band systems cannot develop, e.g., due to a low length to height ratio, global failure is characterized by cracking of the middle layers (R, T1, T2, IF), which could be summarized as rolling shear failure.

An additional failure mechanism could be observed at 3-layered plates, where the top layer was locally destroyed by the loading stamp (I), and subsequently a notched system arises, as illustrated in Figure 3.14. In that case, global failure is characterized by IF-failure around the load application area.

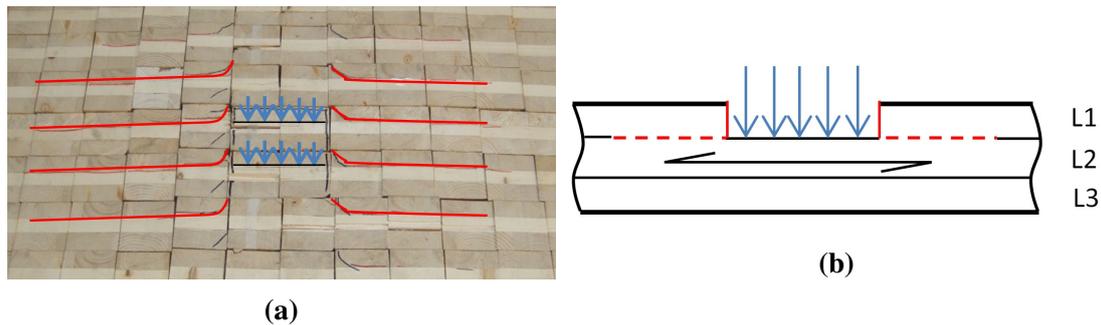


Figure 3.14: Interface failure (IF) between the layers L1 and L2:

- (a) Crack formation per section in the context of loading and
 (b) Scheme of the corresponding structural system acting as a 'notched system'

Typical crack formations within CLT plates

In the following, selected failure patterns of 3- and 5-layered plates are shown (colour coding see Figure 3.15) and interpreted:

Cl, R, T1 failure in L1	—	R, T1 failure in L2, L3, L4	■
TL-failure in L1		IF, T2 between L1 and L2	■
TL-failure in L2	—	IF, T2 between L2 and L3	■
TL-failure in L3		IF, T2 between L3 and L4	■
TL-failure in L4	—	IF, T2 between L4 and L5	■
TL-failure in L5		Overlapping area	■

Figure 3.15: Colour coding for crack formations

Following the documentation of MPA, the main load bearing direction of the plates was defined to be horizontal. The orientation of the boards per layers is emphasised by double headed arrows. The parentheses in green colour along the borderline symbolize the boards with pith location above (=outside the plate) according to the production guidelines, the red ones the irregular arrangement of boards with opposite pith location (see Figure 3.1). The red circles are representing boards containing the pith. Evidence suggests that the switch of pith location might act as crack arrest for rolling shear failure.

For the sake of better comparability of related crack formations additional envelope curves represented by black lines have been added referring to crack formations in the case of homogenised material parameters.

Figure 3.16 shows the crack formation of a 3-layered plate with a slenderness (describing the length to height ratio) of 10. Global failure is characterized by rolling shear failure modes which spread to one side up to the edge, and interestingly no TL-cracks appear, suggesting that no tension band systems evolve.

The situation is different for 3-layered plates with a span to height ratio of 20, where final



Figure 3.16: Crack formation within test sample PK3 (3-layered CLT plate, [1m x 1m])

collapse was always accomplished by TL-cracks. But, depending on the tensile strength of the boards of the bottom layer, different sequences of cracking can occur. At best, rolling shear failure spreads from the center to the edge of the plate (as can be seen in Figure 3.17a left) and only then TL-cracks appear and lead to structural failure. In this case, the load carrying capacity of the plate is perfectly exploited, which is indicated by a pronounced ductile behaviour or even hardening effects, apparent in the load displacement diagram (see Figure 3.9a). Figure 3.17b

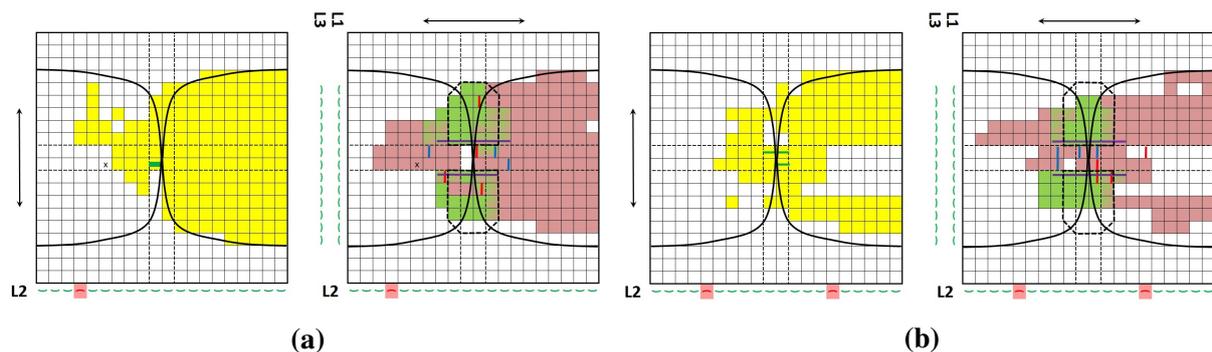


Figure 3.17: Crack formation within 3-layered CLT plates [2m x 2m]:

(a) Crack formation within test sample EL4 and (b) Crack formation within test sample EL2

Left: Dominating rolling-shear and TL failure in L2

Right: Interface failure and TL-failure in L1 resp. L3 according to Figure 3.15

right shows the opposite case, where TL-cracks in the bottom layer (vertical bold bars) occur before rolling shear failure modes can evolve in the affected boards. The corresponding load displacement curve for EL2 can be found in Figure 3.9a, and is characterized by a very short plastic plateau. For all 3-layered plates with a span to height ratio of 20, tension band systems are activated during the failure process and finally all layers locally exhibit tensile load. That is the reason why tensile cracks (TL) could also be found at the top layers (horizontal bold bars in Figure 3.17). The recorded failure patterns for the other 3-layered plates exhibit a crack formation which can be classified between the two shown in Figure 3.17. Further failure patterns with similar crack characteristics can be found in the Appendix (see Figure 3.21).

Compared to the 3-layered plates, 5-layered plates exhibit much more confined and compact failure patterns, as can be seen in Figure 3.18. Global failures due to TL-cracks, distributed over all layers, occur before rolling shear cracks propagate to the edges of the plate. A higher

tensile strength of the raw material (=boards) might lead to a better utilization of the plastic potential of the plate. Further crack formations for 5-layered plates, showing a similar pattern,

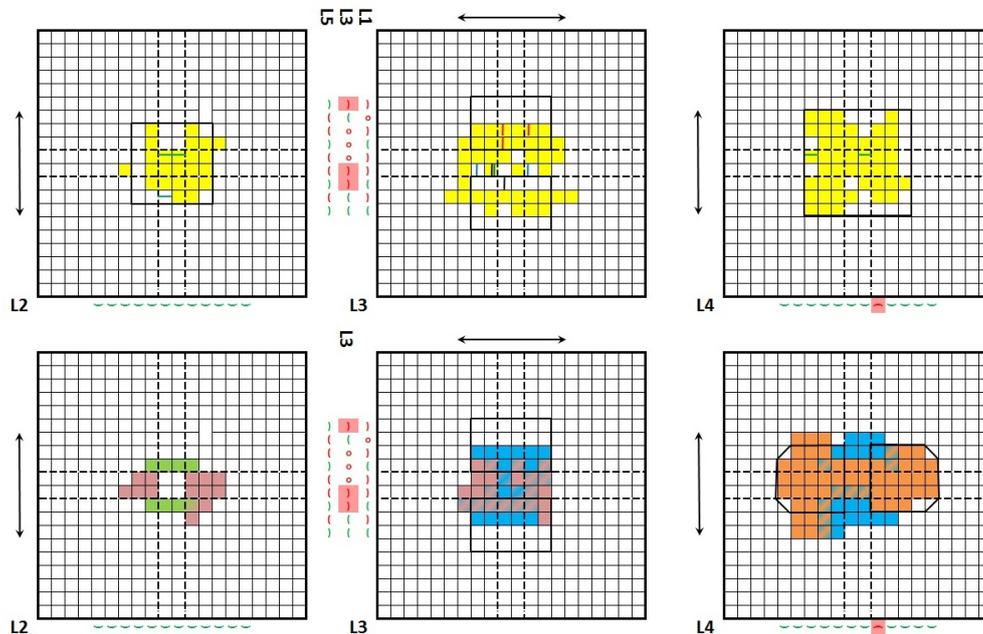


Figure 3.18: Typical crack formation within test sample EL7 (5-layered CLT plate, [2m x 2m])
 Top: Dominating rolling-shear and TL failure
 Bottom: Interface failure on the upper and lower side of each layer according to Figure 3.15

can be found in Figure 3.22 in the Appendix.

As already mentioned above failure mode T2 must be the result of an interaction of rolling shear stress and tensile stress due to bending moments near the interface between L2 and L3 (red area) for three layer plates. Otherwise this same failure mode should have been observed near the interface between L1 and L2 in the same area as well. But failure near the interface between L1 and L2 (green area) are located laterally in opposite to the main load bearing direction of the plate.

3.3.1 Warping of cross-sections

The warping of cross-sections were captured with two different measurement devices, with conventional LVDTs and the full-field displacement measurement system ARAMIS (digital image correlation system). While the results delivered by the LVDTs were not satisfying with respect to the resolution over the plate thickness (6 measurement points), the horizontal displacement fields obtained with ARAMIS are very reliable. Illustrative results are shown in Figure 3.19, where the horizontal displacement field over the cross-section for a clear wood area (see Figure 3.19a) and for an area disturbed by two knots (see Figure 3.19b) are shown.

The resolution of the displacement field, the stability of the measurements and the overall quality of results can be evaluated as very good. For this reason, photo-based full-field displacement measurements can be highly recommended for application to wood surfaces. Extracted from

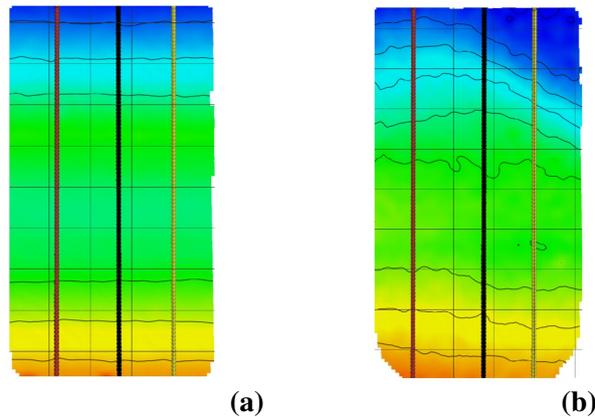


Figure 3.19: Horizontal displacement field obtained by means of the DIC system ARAMIS including arbitrarily selected vertical section lines:

(a) DIC results for clear wood and (b) DIC results for wood with growth irregularities

ARAMIS measurements, warping of the cross-section at different load levels is illustrated in Figure 3.20. For all load levels (close to the collapse load) a layer-wise almost linear distribution of horizontal displacements is obtained. Based on these results, appropriate plate theories for the design of CLT elements can be chosen and finally validated. The horizontal shift of

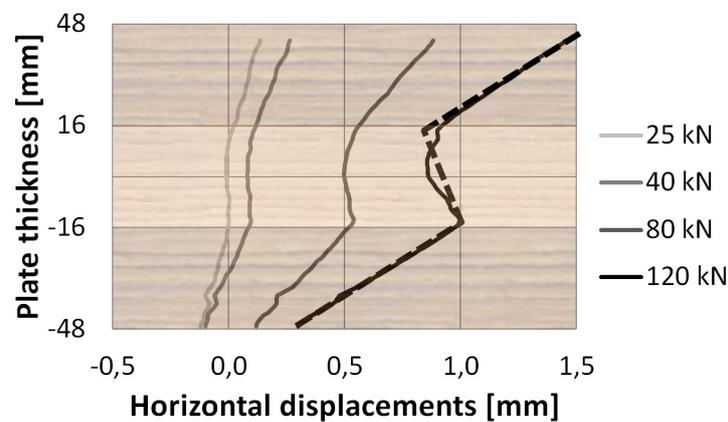


Figure 3.20: Warping at different load levels (PK3, section 1)

the whole warping course indicates the aforementioned occurrence of tension band systems in addition to bending.

3.3.2 Feedback from measurement systems

In the following the different applied measurement systems are briefly assessed:

The use of *linear strain gauges* on planed wood surfaces has always been considered with some doubt, due to material inhomogeneities such as knots, growth rings, local fibre deviations, and so on. However, for the tests conducted within this work, the gauges operated well and delivered reliable results, as long as the local material orientation was taken into account.

Rosette-type strain gauges, mounted at the edge faces at opposite corners of the plates, have been found to be suitable checking the symmetry of the load distribution.

LVDTs are, as expected, a very robust and reliable measurement method. But, for the presented plate bending tests, due to the different magnitudes of the out of plane displacements depending on the span to thickness ration, different sizes of LVDTs should be used and selected carefully. Moreover, they only provide results for selected points without any information about the courses in-between. For an appropriate validation of numerical simulation tools this information is often not sufficient. Moreover, spalling chips due to brittle failure modes may cause damage to the measuring devices.

Relatively new measurement devices, like camera-based *full-field displacement measurement systems*, provide a new quality and dimension of information concerning displacements and strains, but comprehensive knowledge is necessary for the application of speckle patterns and careful evaluation of the obtained data is required. Due to special needs of the cameras the use of such systems has already to be integrated in the stage of planing the test set-up.

3.4 Conclusions

In this paper, bending tests of 3- and 5-layered CLT plates were proposed. Thereby, not only the global load displacement behaviour was analysed but also the occurring failure modes within the plates, based on acoustic protocols, videos and a detailed recording of the final failure mechanism. Based on the obtained results, the following conclusions can be drawn:

- At the beginning of failure a truss-like structural system develops within CLT plates, which is influenced by the annual ring configuration of the middle layer and the width of the boards.
- To exploit the ductile potential of a CLT plate the tensile strength of the individual boards in both direction needs to be sufficiently high. Then a pronounced ductile behaviour and even structural 'hardening' effects could be observed, which are not taken into account in design concepts for CLT plates yet.
- During the failure process different load-bearing systems, e.g. plate bending systems with truss-like interlayer and tension band effects develop within CLT plates. In general, detailed knowledge about these systems will help to develop appropriate numerical simulation tools and to derive new design concepts for punching failure and appropriate reinforcements.
- A very accurate profile of warping of cross-sections could be obtained by full-field displacement measurements, which clearly shows the influence of layer-wise different shear

stiffness and exhibits a sectional linear course of horizontal displacements. Based on such results, appropriate plate theories for the structural design of CLT elements can be chosen.

- Camera-based full-field measurement systems (like ARAMIS) are well-suited for displacement measurements of wooden surfaces. Compared to conventional devices, like strain gauges or LVDTs, another quality and wealth of information can be reached despite less installation effort. Moreover, a better basis for the validation of numerical simulation tools is generally obtained.

Acknowledgements

The authors gratefully acknowledge the financial support of the Austrian Research Promotion Agency (FFG, project numbers 832803 and 839858) and the wood industry partner CEI-Bois (through the platform 'Building with Wood') for funding the research work within project 'MechWood 2' as well as MPA (Otto-Graf-Institute and Department of Construction Materials, Aicher S.) for the accomplishment of testing.

Bibliography

- [1] Leonhardt, F. (1976 + 1978) Vorlesungen über Massivbau. Vierter Teil: Nachweis der Gebrauchsfähigkeit, Rissebeschränkung, Formänderungen, Momentenumlagerung und Bruchlinientheorie im Stahlbetonbau. Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York (in German)
- [2] Aicher, S., Dill-Langer, G. (2000) Basic considerations to rolling shear modulus in wooden boards. Otto-Graf-Journal, Vol. 11
- [3] Jakobs, A. (2005) Zur Berechnung von Brettlagenholz mit starrem und nachgiebigem Verbund unter plattenartiger Belastung mit besonderer Berücksichtigung des Rollschubes und der Drillweichheit. Dissertation; Universität der Bundeswehr München, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Professur Konstruktive Gestaltung und Holzbau (in German)
- [4] Moosbrugger, T., Schickhofer, G., Unterwieser, H., Krenn, H.(2006) Brettsperrholz - Ein Blick auf Forschung und Entwicklung. Tagungsband der 5. Grazer Holzbau-Fachtagung (in German)
- [5] Schwar, A. (2006) Das Tragverhalten von beanspruchten Brettsperrholzplatten unter dem Einfluß streuender Jahrringorientierungen der Querlagen. Bautechnik 83, Heft 1 DOI: 10.1002/bate.200610008
- [6] Tobisch, S. (2006) Methoden zur Beeinflussung ausgewählter Eigenschaften von dreilagigen Massivholzplatten aus Nadelholz. Dissertation Universität Hamburg, Fachbereich Biologie (in German)
- [7] D. Gsell, D., Feltrin, G., Schubert, S., Steiger, R., Motavalli, M. (2007) Cross-Laminated Timber Plates: Evaluation and Verification of Homogenized Elastic Properties. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445 133:1(132); Journal of structural engineering © ASCE / January 2007
- [8] Czaderski, Ch., Steiger, R., Howald, M., Olia, S., Gülzow, A., Niemz, P.(2007) Versuche und Berechnung an allseitig gelagerten 3-schichtigen Brettsperrholzplatten. Holz Roh Werkst 65:383-402 (in German)
- [9] EN 338 (2009) Structural timber - Strength classes. European Committee for Standardization, CEN, Bruxelles, Belgium

- [10] Gereke, Th. (2009) Moisture-induced stresses in cross-laminated wood panels. Dissertation ETH Zürich
- [11] Frangi, A., Knobloch, M., Fontana, M., Bochicchio, G. (2009) Fire behaviour of cross-laminated solid timber panels. *Fire Safety Science*. 9 (2009), pp. 1279–1290
- [12] Schickhofer, G., Bogensberger, T., Moosbrugger, T. (2009) BSP Handbuch - Nachweise auf Basis des neuen europäischen Normenkonzeptes. ISBN 978-3-85125-076-3 (in German)
- [13] Steiger, R., Gülzow, A. (2010) Validity of bending tests on strip-shaped specimens to derive bending strength and stiffness properties of cross-laminated solid timber (X-lam). *The Future of Quality Control for Wood and Wood Products*. 4-7th May 2010, Edinburgh, The Final Conference of COST Action E53
- [14] Gülzow, A., Richter, K., Steiger, R. (2011) Influence of wood moisture content on bending and shear stiffness of cross laminated timber panels. *Eur. J. Wood Prod.* 2011 69: 193–197; DOI 10.1007/s00107-010-0416-z
- [15] Stürzenbecher, R., Hofstetter, K., Eberhardsteiner, J. (2001) Höhere Plattentheorien für die Bemessung von Brettsperrholz, einem mehrschichtigen schubnachgiebigen Plattenwerkstoff. *Baustatik-Baupraxis Universität Innsbruck* (2011) (in German)
- [16] Mestek, P. (2011) Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettsperrholz (BSP) – Schubmessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen. Dissertation Technische Universität München (2011) (in German)
- [17] Harris, R., Ringhofer, A., Schickhofer G. (2013) European Conference on Cross-Laminated Timber (CLT). *The State of Art in CLT Research*. Proceedings of the seminar of COST ACTION FP1004 at 21-22nd May 2013. Graz, Austria. Published by the University of Bath.

Appendix

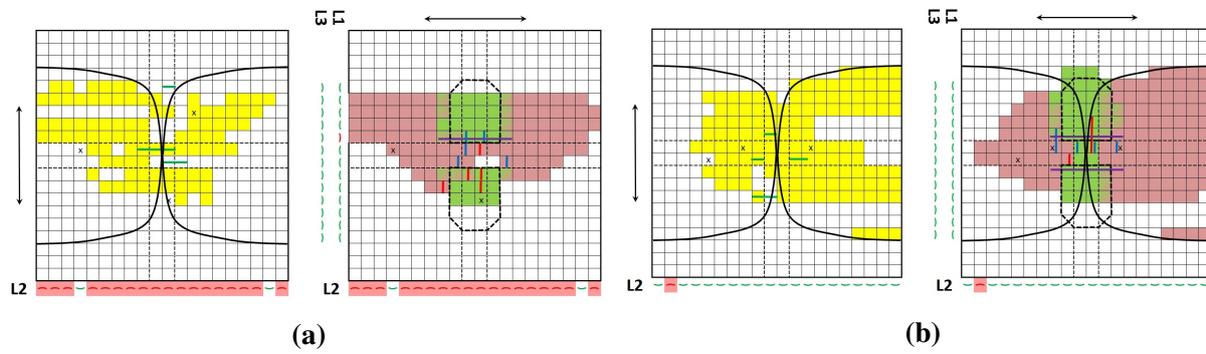


Figure 3.21: Additional crack formation within 3-layered CLT plates [2m x 2m]: (a) Crack formation within test sample EL1 and (b) Crack formation within test sample EL6

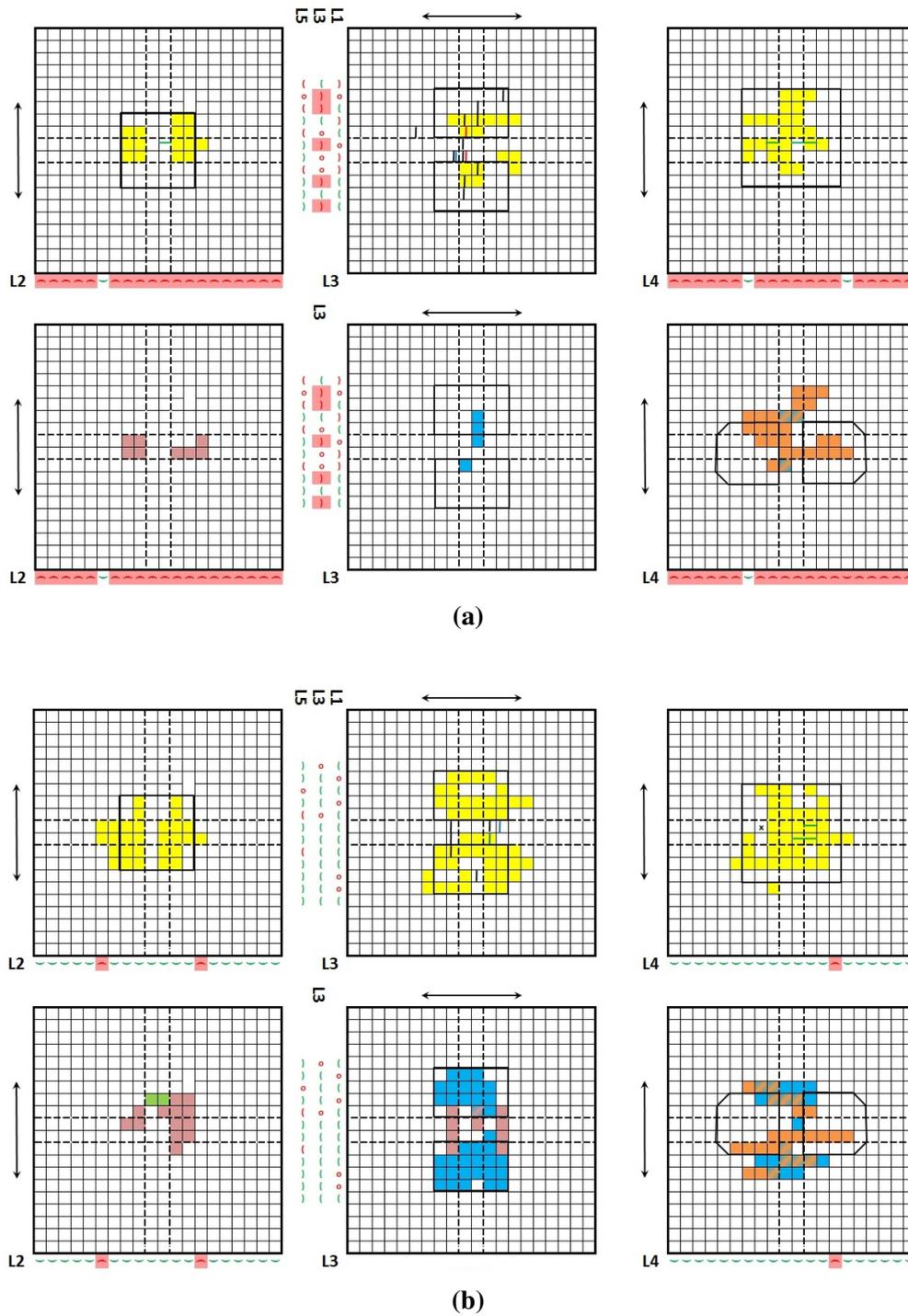


Figure 3.22: Additional crack formation within 5-layered CLT plates [2m x 2m]:
 (a) Crack formation within test sample EL3 and (b) Crack formation within test sample EL5

Chapter 4

Influence of wooden board strength class on the performance of cross laminated timber plates investigated by means of full-field deformation measurements

Authors Georg Hochreiner, Josef Füssl, Erik Serrano and Josef Eberhardsteiner
Published in *STRAIN*, 50, Issue 2, 161–173, April 2014

Abstract

Although cross laminated timber (CLT) plates are increasingly used in high performance building structures, a tailored composition of them or, at least, a performance-based classification scheme is not available. Especially the influence of the quality of the 'raw' material (wooden boards) on the load carrying capacity of CLT elements is hardly investigated yet. For this reason, within this work, bending tests on 24 CLT plates consisting of wooden boards from three different strength classes have been carried out. The global mechanical response as well as the formation of failure mechanisms were investigated, including a full-field deformation measurement system, which allowed for a qualitatively as well as quantitatively identification of board failure modes. Interestingly, no influence of the board strength class on the elastic limit load of the CLT plates were observed, but the situation was different for the load displacement history beyond the elastic regime, where basically two different global failure mechanisms could be distinguished. The obtained knowledge about the 'post-elastic' behaviour of CLT plates may serve as basis for the optimization of CLT products and the development or improvement of design concepts, respectively. Moreover, the obtained large 'post-elastic' capacity reserve of CLT consisting of high quality boards could be lead to a better utilization of the raw material.

Obwohl Brettsperrholzplatten zunehmend im Hochbau eingesetzt werden, sind weder bedarfsorientierte Aufbauten noch ein Klassifikationsschema nach Leistungsspezifika verfügbar. Aktuell existieren noch wenige Forschungsergebnisse über den Einfluss unterschiedlicher Brettqualitäten auf das daraus resultierende Strukturverhalten. Aus diesem Grund wurden im Rahmen dieser Arbeit 24 Plattenbiegeversuche an Brettsperrholz mit unterschiedlichen Sortierklassen der Bretter durchgeführt. Dabei wurden neben dem Strukturverhalten auch die Abfolge von Versagensmechanismen mit Hilfe eines Flächenmessverfahrens untersucht mit sowohl qualitativen als auch quantitativen Ergebnissen auf der Ebene von Einzelbrettern. Interessanterweise wurde kein Einfluss der Brett-Festigkeitsklasse auf die Höhe der elastische Grenzlast festgestellt, sehr wohl jedoch auf das Tragverhalten jenseits des rein elastischen Tragverhaltens, wobei im Wesentlichen zwei globale Versagensmechanismen zu unterscheiden waren. Die vertieften Erkenntnisse über das post-elastische Tragverhalten von Brettsperrholz sollen nunmehr verwendet werden sowohl für die Optimierung des Produktes selbst als auch für die Entwicklung verbesserter Bemessungskonzepte. Besonders das Wissen um die erzielbaren großen post-elastischen Tragreserven bei Verwendung von Brettern mit höherer Tragfähigkeit sollte zu einer besseren Ausnutzung des Materials Holz führen.

Keywords

Cross laminated timber, plate bending tests, plate failure, board strength class, full-field displacement measurement systems

4.1 Introduction

In recent years, cross laminated timber (CLT) plates have gained importance in the building sector, because high performance building systems have been transformed to wooden structures as well. Nevertheless, the influence of the quality of the used wooden boards ('raw' material) on the performance of CLT elements is hardly investigated. For this reason, a performance-based classification scheme is not available and optimization of CLT elements is not possible. To reach different mechanical demands either the layer thickness or the number of layers is varied, but the board quality is normally not considered.

In contrast, a tailored composition of glued-laminated timber elements from wooden boards of different strength classes is quite common, depending on the demands of application. Currently, for CLT mainly one strength class (C24 according to EN 338 [2]) of wooden boards is used, and the performance depends on the technical approval obtained by the producer. For this reason, within this work CLT plates consisting of wooden boards of three different strength classes were tested, and the influence of the board strength class on the global mechanical response as well as formation of failure mechanisms were investigated.

Moreover, the current design concept for CLT elements in the Eurocode 5 [1] is based on the first violation of either bending or rolling shear strength. The mechanical behaviour beyond the elastic regime is not considered and, therefore, any plastic potential is not utilized yet. Also identification experiments for CLT elements are aiming primarily at plate stiffnesses and elastic limit loads. Post-failure behaviour, 'hardening' effects and the development of failure mechanisms are considered and analysed rarely. However, this is definitely necessary for a

better understanding of CLT products, the possibility of performance-based optimization, and as basis for the validation of numerical simulation tools. Therefore, within this work focus was laid on the complete mechanical response during loading, from the first load increase until total collapse (not only until local failure).

4.1.1 Literature review

With respect to the plate bending capacity of CLT, it is demonstrated in [10] that the multiple boards (strength class C24) which act together in a CLT plate improve the performance substantially compared to the performance of the 'raw' material, which is also called homogenization effect. Effect of the sawing pattern of single boards on the performance of CLT plates were investigated in [16]. Rift-sawn boards from large-dimension timber used as deck layer material of CLT plates could improve the plate bending stiffness significantly. All investigations in this direction were based on 3- or 4-point bending tests (e.g. [17]), according to EN 408 [3], not taking into account plate bearing effects.

Real full-scale tests with uniform or concentrated loading are very rare. Some tests have been performed on four-sided supported quadratic plates with several concentrated loads instead of one uniform load, still with the focus on homogenization effects [12]. The scope of traditional investigations was extended by applying only one concentrated load on a seven-layer CLT plate [18]. Reinforcements, consisting of inclined full threaded screws in the vicinity of the stamp, should increase the global load carrying capacity. The there-from derived design concept only included the local violation of rolling shear strength and small displacements but no interaction with possible premature tensile-bending failure. Within both works, observations were restricted to the elastic limit of CLT and the development of crack formations and the post-elastic load carrying behaviour, as it was observed in [25], was not considered.

Focussing on the efficiency of measurement systems painful experience with restrictions related to traditional techniques like LVDTs or strain gauges are overcome by increasing availability of contact free full-field deformation measurement systems. Different physical phenomena have been investigated to capture the full field of displacements e.g. projection of rectilinear fringes onto the surface coupled with phase-measuring [8] or full field slope measurement using deflectometry techniques and reconstruction of local curvature by numerical differentiation afterwards [23]. A lot of research work has also been performed to improve respective optimize the algorithms needed for digital image correlation [5, 6, 7, 14]. Due to their user-friendliness systems based on digital image correlation have proven to be a perfect tool for comprehensive assessment of displacements and strains being opposed to results from numerical simulation e.g. in fracture mechanics [19, 24].

That is why DIC measurement system have already been applied even to the surface of stressed timber elements at different length scales for a long time, e.g. for the analysis of the strain distribution along wood adhesive bonds [9], in case of small test samples to capture the strain field induced by local kink-banding [21], in order to improve the derivation of material stiffness parameters [20], for the development of an appropriate test configuration for transverse shear of wood [13] or CLT-plates [22], in case of dowel joints connecting timber members to steel plates [11] and for experimental visualisation of the strain distribution in oriented strand and gypsum wall board of wood-frame shear walls [15].

In most cases results of full-field displacement measurement systems were deployed for either monitoring test setups or the validation of results from simulation tools. According to the author's knowledge stereovision full-field displacement measurement systems have never been applied for tracing the structural behaviour of CLT plates beyond the elastic domain up to now.

4.1.2 Content of this paper

The production and the specifications of the tested CLT specimens, the experimental setup and the measuring devices are presented in the following section. This also includes a short description of the full-field displacement measurement system ARAMIS [4], which was applied to obtain a 3D (=stereo-correlated) displacement field of the bottom surface of the plates. Reporting and discussion of the results is divided into three steps: The first step includes the interpretation and statistical evaluation of the global system response, in form of load-displacement curves, depending on the board strength class. Digital Image Correlation (DIC) results are discussed in the second step, where it is shown that DIC measurements allow for a qualitative as well as quantitative identification of failure mechanisms. Moreover, failure events could be assigned to discontinuities in the load-displacement curves, and as a result failure history plots for each plate could be compiled. Finally, concluding remarks are given at the end of the paper.

4.2 Experiments

4.2.1 Specimens

In total, 3 times 8 CLT specimens were tested, consisting of boards from three different strength classes (C 18, C 24 and C 35). The nominal dimensions were 1500x1500x57 mm, with a thickness of 19 mm for each layer.

The sampling and grading of the boards were carried out at the woodworking company Martinsons, situated in the county of Västerbotten in Northsweden. Spruce boards of saw-falling quality with the dimensions 22x100 mm were strength-graded using a Dynagrade machine. Thereby, surface characteristics like knots, waness and fibre deviations were identified and evaluated by a Finnskan Boardmaster.

From the graded material 25 boards of each strength class (C 18, C 24, and C 35) were taken for a detailed characterization with a WoodEye scanning device and for determination of the dynamic MOE (axial excitation). MOE distributions of the boards for each strength class are illustrated in Fig. 4.1.

Principally the segmentation of the MOE of the boards per strength class is hardly overlapping except for the high cumulative frequencies of C18 and C24 respectively (grey ellipses in Fig. 4.1). The reason behind might be inadequate downgrading of high quality boards to the next lower strength class due to certain growth irregularities like knot-clusters affecting strength parameters. Better homogenisation of internal force distribution will be achieved by cutting out these defects and subsequent finger jointing of the remaining units.

The graded boards were sent from Martinsons to the glulam factory Setra, situated in Långshyttan

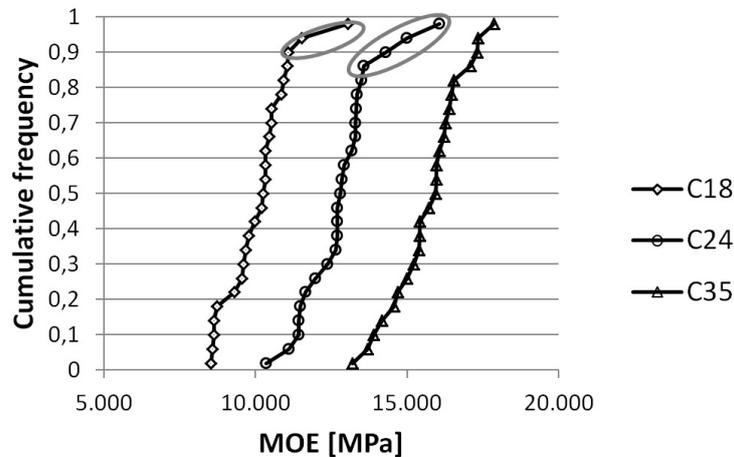


Figure 4.1: MOE distributions of boards for three different strength classes.



Figure 4.2: CLT production facilities at Setra factory in Dalarna, Midsweden. (a) Table for the manual setup of single layers and (b) pressing device for gluing

in Dalarna in Midsweden. There, the CLT plates were made according to the production requirements of the glue-producer (Casco). In the pressing device, 3000x3000 mm large plates were produced (see Fig. 4.2), which were then cut into the 1500x1500 mm large specimens, wrapped into plastic to preserve the initial moisture conditions during production (about 12 %), and sent to the SP Technical Research Institute of Sweden, Borås, where the CLT plate tests were performed.

Test setup

At the SP Technical Research Institute of Sweden plate bending tests on the 24 CLT specimens were carried out. Corresponding to the requirements of the contact-less full field measurement system the plates were mounted on a vertical quite rigid steel frame (see Fig. 4.3) facilitating

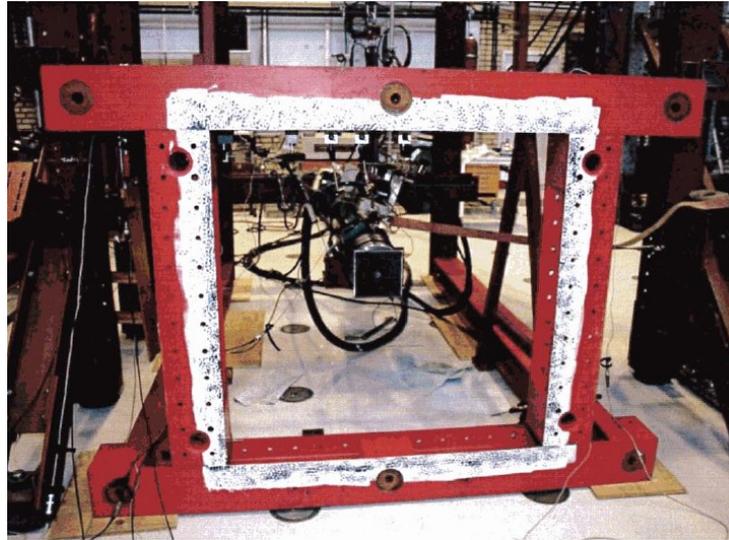


Figure 4.3: Vertically oriented supporting steel frame with horizontally acting hydraulic punch. The painting on the virtual rigid steel frame was used as reference system.

the access to both to and bottom surfaces of the plates and minimising the risk of damage of the measurement devices.

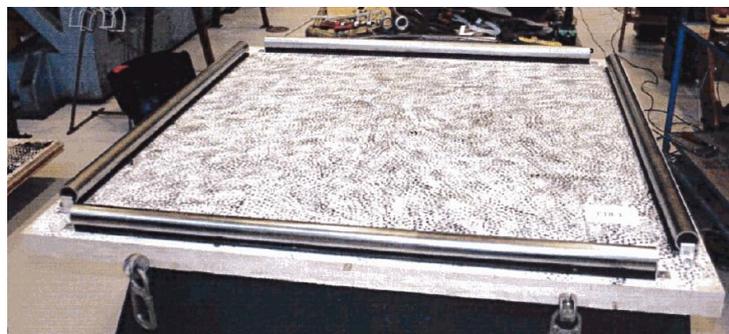


Figure 4.4: CLT plate with already applied speckle pattern and pre-assembled tubes.

Clamping along the periphery of the plate was avoided by a supporting structure made of four single tubes over a length of 1250 mm (see Fig. 4.4). Provisions against uplift were omitted. The load was applied displacement-controlled (8-10 mm/min) in the center of the specimen via a steel plate (200x200 mm) with rounded corners with a radius of about 5 mm. The clamps, which were necessary to hold the plates in position, were removed immediately after the beginning of load application.

4.2.2 Measuring devices

Two different kinds of measurement devices have been chosen for this work:

(i) Linear variable differential transducers (LVDTs) were mounted on the loaded back-surface of the specimens (see Fig. 4.5). Their arrangement along the main mirror axis was provided to collect data for a subsequent reconstruction of continuous courses of deformations out of plane assuming symmetric structural system response (see Fig. 4.6).

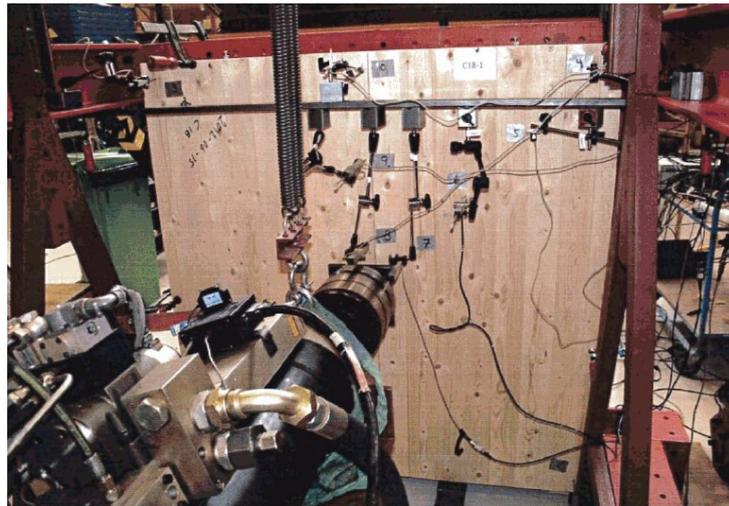


Figure 4.5: LVDTs mounted on the loaded back surface of the CLT plate.

(ii) In addition a 3D digital image correlation method (3D-DIC, ARAMIS) was planned to track the cracking behaviour of the tensile side of the CLT-plate. By doing this the cumbersome and time-consuming application of strain-gauges happened in test series before [25] could be avoided.

Using a speckle pattern durably affixed to the surface of a test sample, a pair of digital cameras is capable of tracking the path of distinct surface points only being identified by correlation of unique grey scale patterns even in case of intermediate distortions. Simple triangulation is used providing all three spatial directions of local displacement. By special algorithms strains parallel to the surface can be back calculated from the field of spatial displacements. The noise and accuracy of the results is depending on several parameters like the quality of the lenses, type of speckle pattern, lighting and the calibration process for the determination of intrinsic and extrinsic parameters and therefore has to be checked at the beginning of each measurement task. More details about basic concepts, theory and application may be found e.g. in [14].

Due to the vertically oriented test setup, the bottom surface of the plate (tension side) was fully accessible to the DIC measurement system (see Fig. 4.7). The speckle pattern was applied by a brush system on the wooden surface previously coated with white colour to enhance the contrast.

The measurement equipment consisted of a pair of digital CCD cameras with a resolution 2048x2048 pixels armed with camera lenses of the type Titanar 2.8/20. For calibration a coded cross with two calibrated distances of 839.637 mm resp. 839.180 mm were used. In terms of the

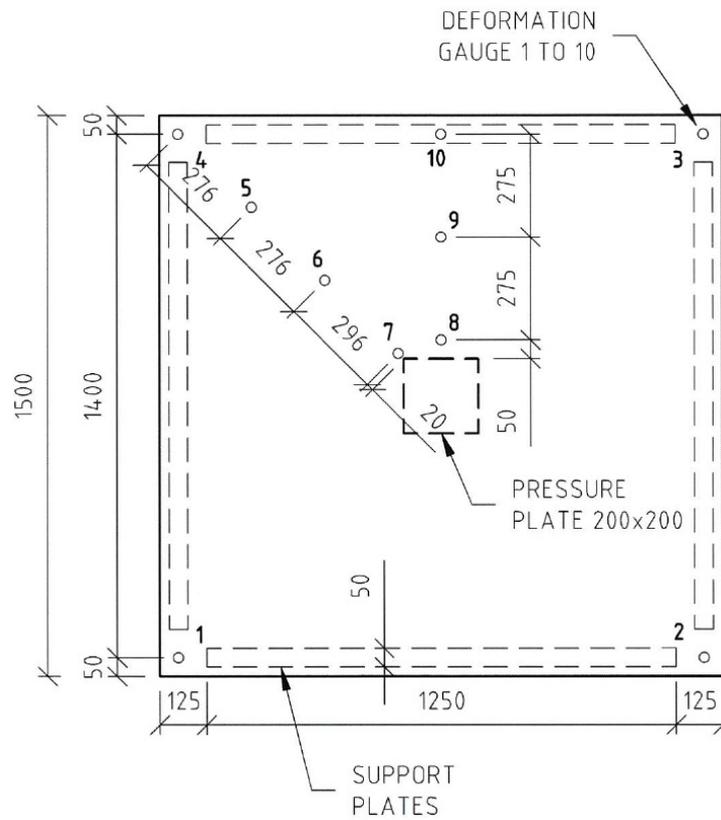


Figure 4.6: Dimensions of test setup and positions of ten LVDTs mounted on the loaded specimen surface.

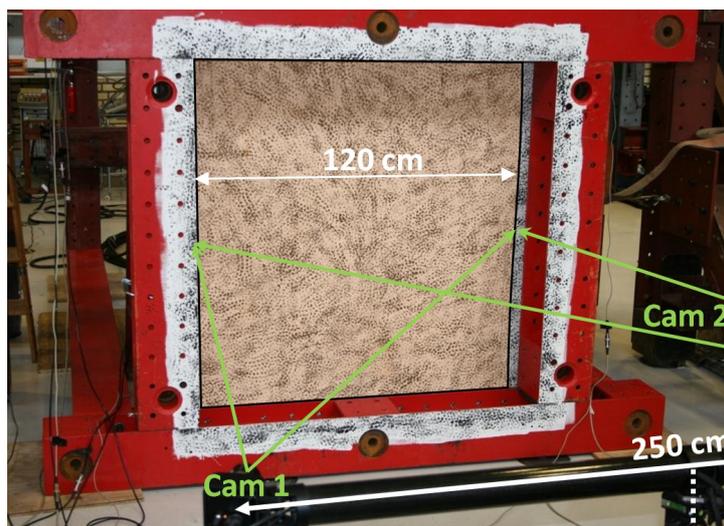


Figure 4.7: Alignment of the optical system and reduced field of view due to the heavy steel frame.

ARAMIS system the calibration deviation was 0.036 pixels, the scale deviation 0.002 mm and the camera angle $40.4 \text{ degree} \pm 22 \text{ degree}$. These data were valid for a measurement volume of about $1500 \times 1500 \times 1500 \text{ mm}$ and with a working distance of approximately 2500 mm.

Data from the LVDTs and the load cell were gathered five times per second. The DIC system took one picture either per 2,5 kN load increment or per 15 seconds time increment, depending on which was reached earlier. This process was supported by a recording procedure automatically performed by the trigger box.

Additionally, all tests were documented with a conventional digital camera.

4.3 Results and discussion

4.3.1 Global system response

In this section, the relationships between the concentrated loads and the deflections at plate center are given in terms of load-displacement curves and discussed in detail. All load-displacement curves consist of an almost linear elastic course up to an elastic limit load, a subsequent load drop, which either exhibits a straight or staggered shape, and a so-called 'recovering' phase, in which the load again increases until collapse. Based on the recovering phase, two different characteristic load-displacement curves can be defined. For each category a representative load-displacement curve is shown in Fig. 4.8, where either a very short recovering phase can be seen (sample C18-1) with the collapse load being smaller than the elastic limit load or a pronounced recovering phase (sample C35-5) where the collapse load significantly exceeds the elastic limit load.

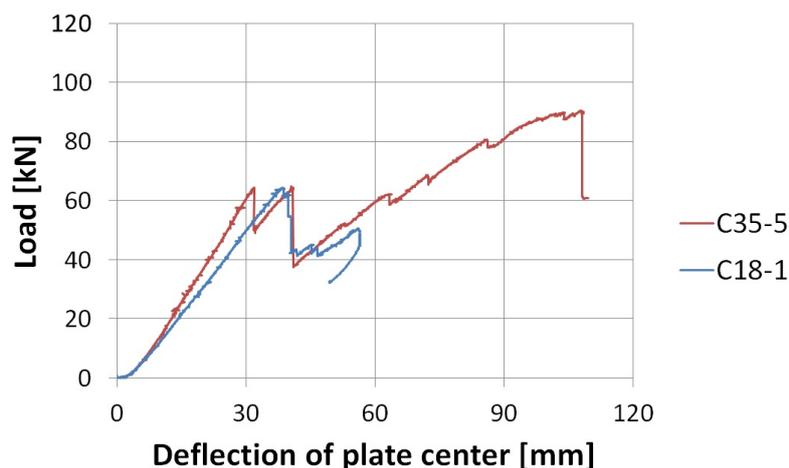


Figure 4.8: Two different characteristic load-displacement curves at the plate center, obtained from the plate bending experiments.

All load-displacement curves can be found, separated by strength classes, in the Appendix (see Fig. 4.22). It can be seen that for all load-displacement curves of the samples from strength class

C18 the collapse load never exceeds the elastic limit load, in contrast to all load-displacement curves of the samples from strength class C35. The load-displacement curves of the samples from strength class C24 exhibit both characteristics. The underlying failure mechanisms depending on the strength class could be identified by DIC measurements and will be analysed and discussed below.

In the following, different characteristics of the load-displacement curves are statistically evaluated and discussed. Thereby, according to Fig. 4.9, S denotes an initial plate stiffness, F_{el} the elastic limit load and u_{el} the corresponding deflection, ΔF the maximum load drop (after elastic limit but before global collapse), F_{ad} the load level after the first load drop and F_{cl} the collapse load with the corresponding deflection $u_{el} + \Delta u_{cl}$.

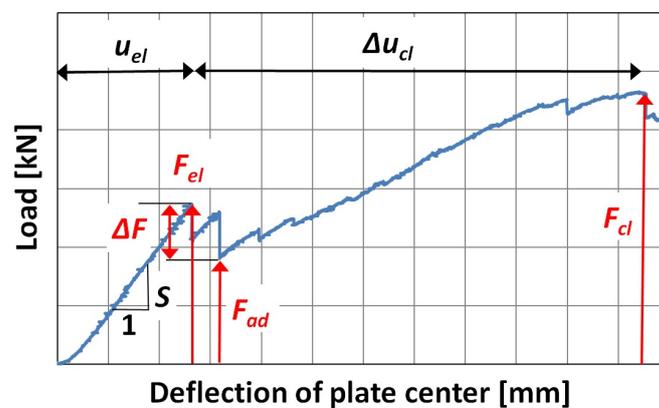


Figure 4.9: Illustrative load-displacement curve with designation of quantities used for statistical evaluation.

In Fig. 4.10 box plots (showing the mean value, the 50% interquartile range and the min/max values) of the longitudinal stiffness E_l of the boards and the system stiffness S of the corresponding CLT plates, separated by strength classes, are illustrated. As expected, the plate stiffnesses follow the same trend over the strength classes as the board stiffnesses, reflecting the grading process/criteria. Nevertheless, the stiffness homogenization effect can be seen by means of no overlapping plate stiffnesses between strength classes in contrast to the strong overlap of stiffness distributions between strength classes of the boards.

In contrast, the mean value of the elastic limit load F_{el} (shown in Fig. 4.11a) is almost constant, showing no correlation with the strength class. This means that the current strength classes of boards can not be used to categorize CLT elements with respect to their load carrying capacity. Moreover, the variation of the elastic limit load even increases with increasing grading class. On the other hand, interestingly, a strong correlation between the collapse load F_{cl} and the strength class could be found (see Fig. 4.11b), especially for the classes C18 and C35, where even the variation of the collapse load is very small. As a consequence of the increasing plate stiffness with increasing strength class and yet almost constant elastic limit loads the out-of-plane deflection u_{el} decreases with increasing strength class (see Fig. 4.12a). On the other hand, the out-of-plane deflection Δu_{cl} strongly increases with increasing strength class, reflecting the aforementioned two different characteristics of load-displacement curves, and also highlighting

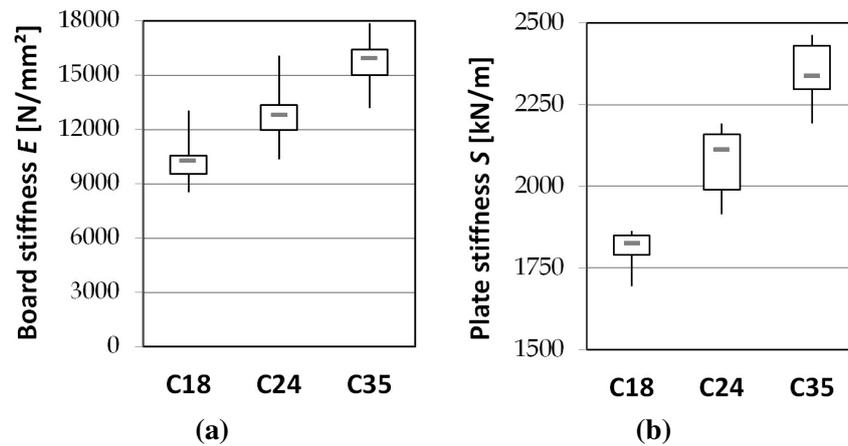


Figure 4.10: Box plots of (a) longitudinal stiffness of boards E and (b) plate stiffness S of corresponding CLT plates, separated by strength class.

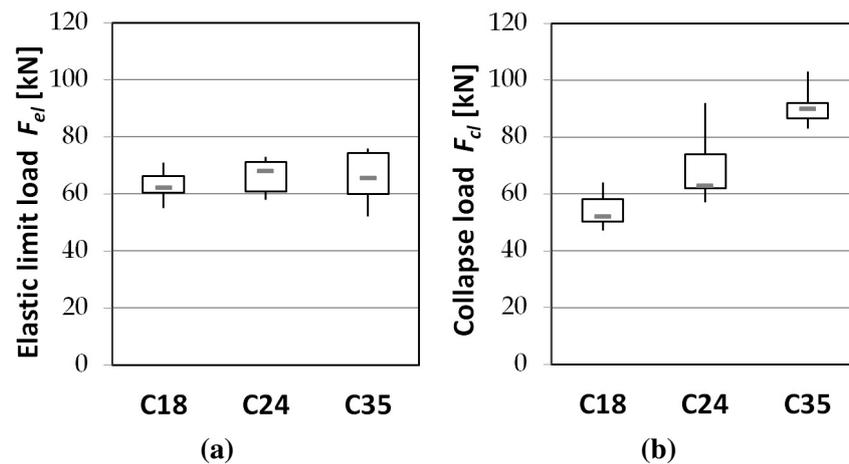


Figure 4.11: Box plots of (a) the elastic limit loads F_{el} and (b) the collapse loads F_{cl} of all tested plates, separated by strength class.

the great potential of internal force redistribution of strength class C35. Finally, the first load drop ΔF is about 50 % higher for strength class C35 compared to strength classes C18 and C24, as can be seen in Fig. 4.13. This already indicates two different plate failure mechanisms, depending on the strength class of the boards, which will be confirmed below by means of DIC results.

While quite interesting statements can be made about the global structural behaviour of CLT plates based on load-displacement curves, no information is available about the kind of failure mechanism and its propagation within the plate. Therefore, not only point-wise but areal information about displacements is required, which can be delivered by full-field displacement measurements successfully applied within this test procedure .

Hereafter the results of DIC measurements are evaluated and analysed.

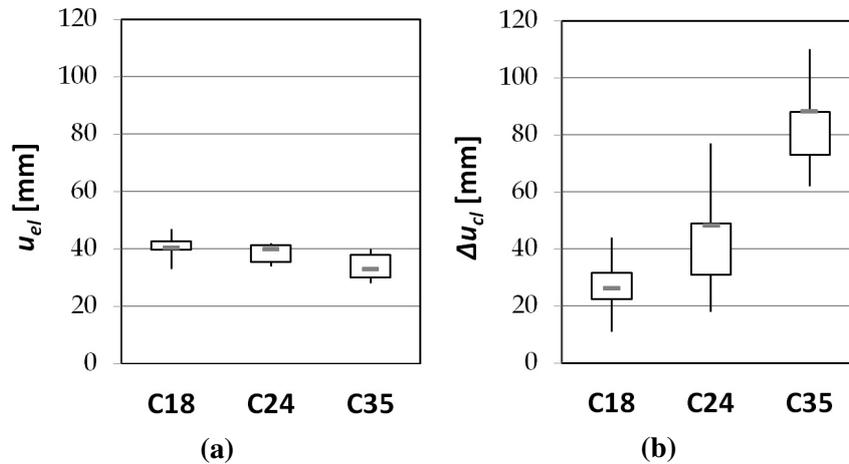


Figure 4.12: Box plots of out-of-plane deflections (a) u_{el} and (b) Δu_{cl} , separated by strength class.

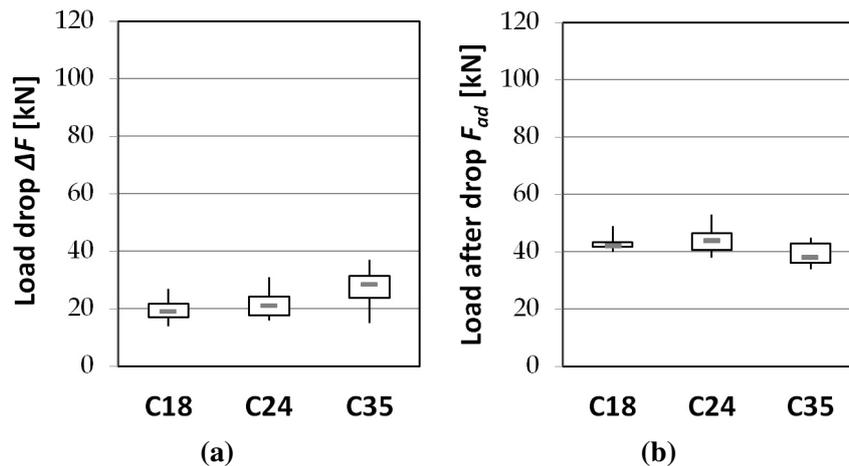


Figure 4.13: Box plots of (a) load drop ΔF and (b) load level after drop F_{ad} , separated by strength class.

4.3.2 Assessment of failure modes by means of DIC measurements

4.3.2.1 Identification of failure by means of DIC results

The spatial resolution of the attainable displacement fields is determined by the characteristics of the cameras (4 mega-pixels, nearly quadratic sensor format), the size of the test sample to be investigated (field of interest about 1200 x 1200 mm), the facet size (15 x 15 pixels) and the grid spacing (13 x 13 pixels) used within the correlation algorithm. The contour plots are based on an equally spaced grid of sampling points with a distance of approximately 9 mm. The speckle pattern has been optimized to these quantities. The proof for its suitability is given in Fig. 4.14a as zoom of the pattern in Fig. 4.4.

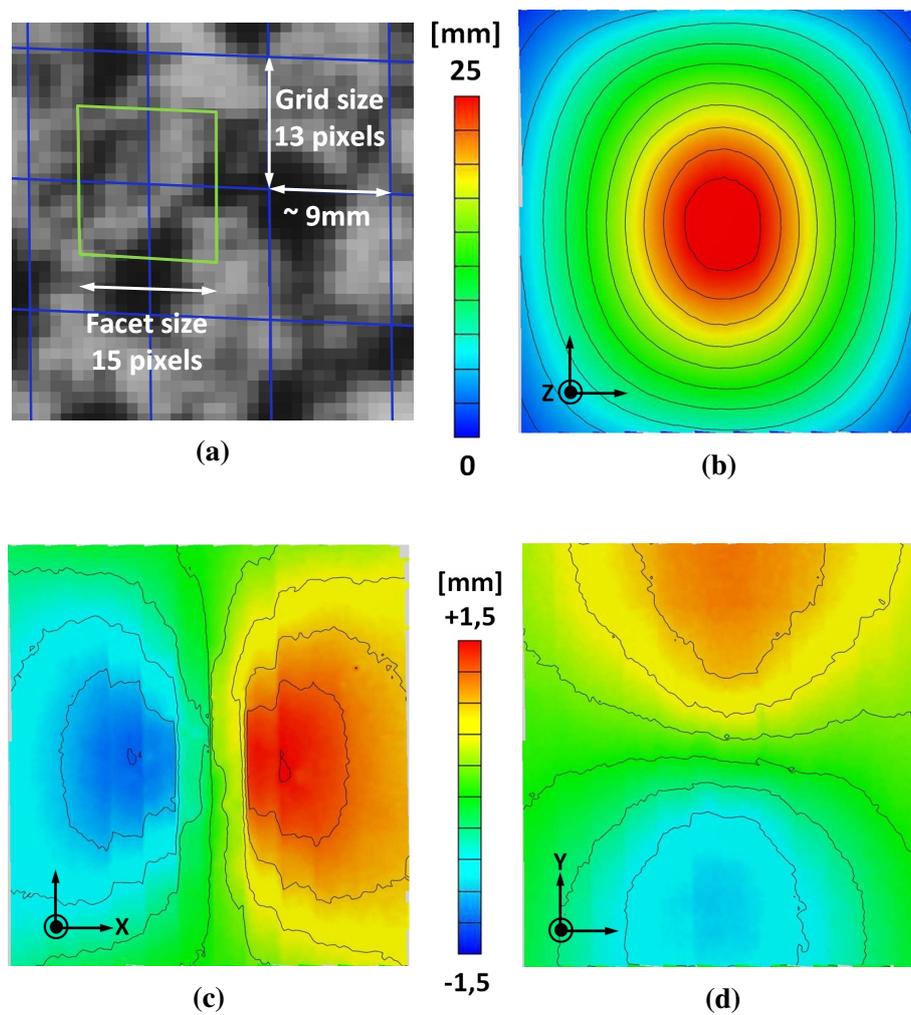


Figure 4.14: Illustrative example of the displacement fields of the bottom side of a CLT plate (specimen C35-6) within the elastic regime obtained by the DIC system.

- (a) Speckle pattern in the context to facet size and grid size of displacement values,
- (b) displacements in z-direction (out of plane),
- (c) displacements in x-direction, and
- (d) displacement in y-direction (in-plane).

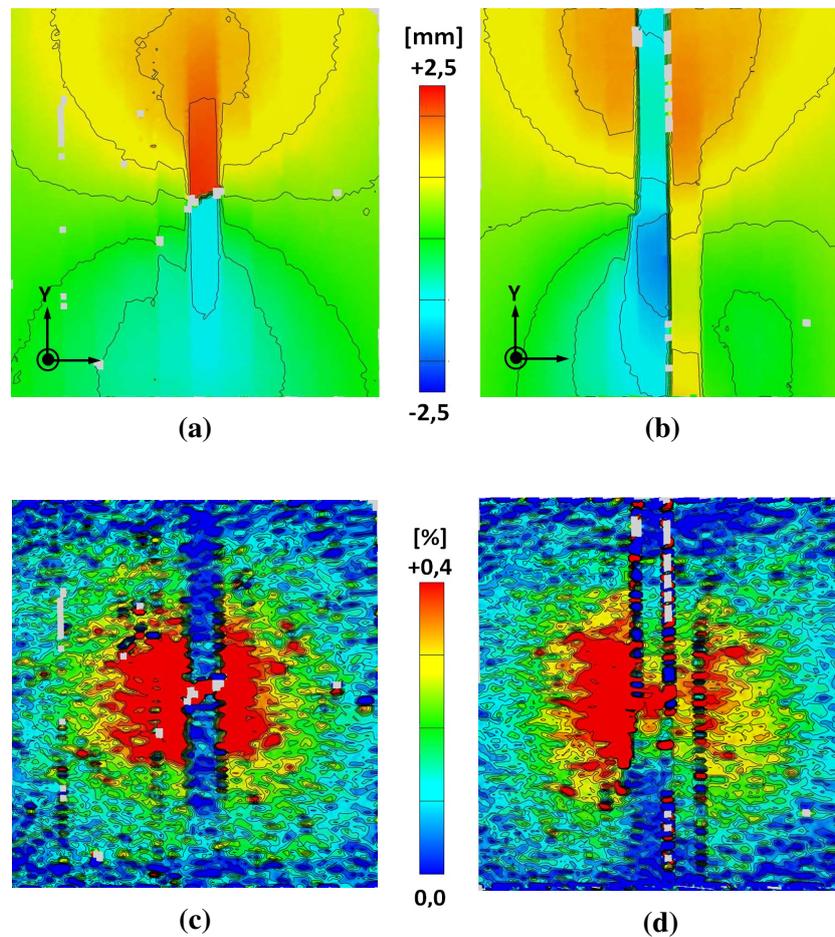


Figure 4.15: Identification of failure modes from DIC results.

- (a) y-displacements in case of tension failure of a single board (C18-4, stage 46)
- (b) y-displacements in case of opposed rolling shear failure of two boards (C24-8, stage 51)
- (c) Corresponding y-strains in case of tension failure
- (d) Corresponding y-strains in case of opposed rolling shear failure

Due to successful correlation the global displacement field of a plate can be detected very accurately and contains much more information compared to traditional point-wise measurement systems. For example, missing edge gluing between boards may better be detected by discontinuities in the horizontal displacement fields (see Fig. 4.14c). However due to the spatial resolution of 9 mm between discrete measurement points, a detailed analysis of the displacement field in the vicinity of growth irregularities is clearly not possible. Since the DIC system only delivers surface information extrapolation to displacements respective strains inside the plate is only possible as long as the bonding between single layers keeps intact.

Moreover, based on the obtained displacement fields of the bottom side of the plate over the whole loading history, tensile failure of the bottom layer as well as rolling shear failure of the middle layer and the extent of failure can be identified. This is interestingly best observable on the basis of the displacements in longitudinal direction (y-direction) of the boards, as illustrated

in Fig. 4.15a for tensile failure of one board and in Fig. 4.15b for rolling shear failure of two boards, respectively. It should be noted that white areas in the deformation field plots indicate that no correlation between some facets and those of the reference stage could be obtained, usually due to intermediately arising cracks throughout the facets or too large strains.

The different failure modes are also perfectly distinguishable by means of strain field plots as well. Whereas for the board with tensile failure the longitudinal strains vanish at all (see Fig. 4.15c) the two boards indicating rolling shear failure still show a reduced extent of longitudinal strain (see Fig. 4.15d) being induced only by the still existing local high curvature due to bending but no more due to longitudinal internal tensile forces. Furthermore, the strain field plots might also reflect significant inhomogeneity of wood induced by growth irregularities like knots also being detectable by high strain rates (= small red areas in Fig. 4.15c respective Fig. 4.15d). But the verification of the reliability and integrity of these findings was not focus of this paper.

Relative displacements along the side edges of single boards could also be highlighted by inspection of the shear-strain field. Above mentioned failure mechanisms cannot be detected from out-of-plane displacement plots (z -direction) so easily.

It should be noted that smoothing of the contour plots as supported by the ARAMIS software has not been performed at all.

4.3.2.2 Link between DIC results and load-displacement curves

As already mentioned, from load-displacement curves already a lot of information can be obtained. Global structural stiffness and strength values can be read and the load redistribution capacity of a structure can be assessed, but the source of global stiffness changes and load drops can only be suspected. For this reason, load-displacement curves are not sufficient to proof/assess existing design concepts or for development and validation of simulation tools, respectively. For these purposes it is necessary to know more about the mechanical processes which take place within the material structure.

As a first step in this direction, in the following the DIC results are linked to the corresponding load-displacement curves. Therefore failure events identified by means of DIC measurements have been assigned to load drops and stiffness changes in the load-displacement curves. Such a linking is exemplarily shown in Fig. 4.16, for CLT specimen C24-5. To each load drop or change of global stiffness a failure event is assigned, where the number indicates the number of affected boards, R stands for rolling shear failure and T for tensile failure (see Fig. 4.16a). This information is condensed in the history plot below (see Fig. 4.16b), where each vertical stroke represents the failure of one board and the color defines the failure mode. Moreover, the corresponding displacement fields (y -displacements) are shown (see Fig. 4.16c), and the spreading of the failure zone is marked.

To the load drops and global stiffness changes at the end of the load-displacement curve no failure events from DIC results could be assigned. Possibly failure in the middle layer (transverse direction) or kink banding (pressure wrinkles) on the top surface are therefore responsible. These failure modes, which are not ascertainable with the DIC measurements, will be recorded by manual inspection of the plates and added to the history plots in a subsequent paper.

Failure history plots as shown in Fig. 4.16b are created for all tested specimens (see Fig. 4.17). From these plots it becomes obvious that the evolution and mode of plate failure depends on

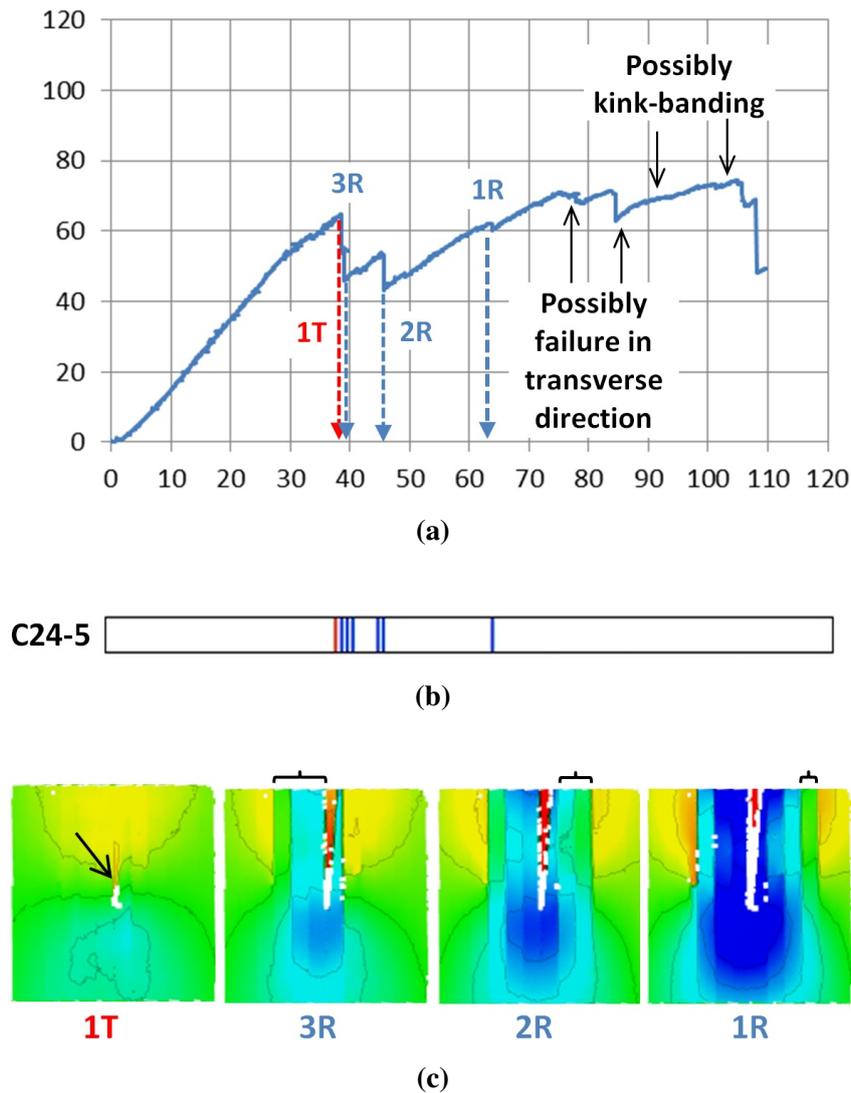


Figure 4.16: Exemplary link between DIC results and load-displacement curves (test specimen C24-5).

(a) load-displacement curve,
 (b) associated compilation of failure events, and
 (c) visualisation of type, extent and location of newly emerged failure by displacement fields in vertical direction. Note: Same scaling of contour plots for best visualisation.

the strength class of the boards building up the CLT plate. For the lowest investigated board strength class C18, plate failure is characterized equally by tensile failure of boards as well as rolling shear failure. On average the failure zone of the plate is 4.9 boards wide at collapse, which means that only 40% of the total plate width (12 boards) is affected. In contrast, at CLT plates with boards from strength class C35 no tensile failure of boards occur and on average the failure zone is 9.1 boards wide (76% of total plate width).

These failure histories make it possible to explain key results obtained only from load-displacement

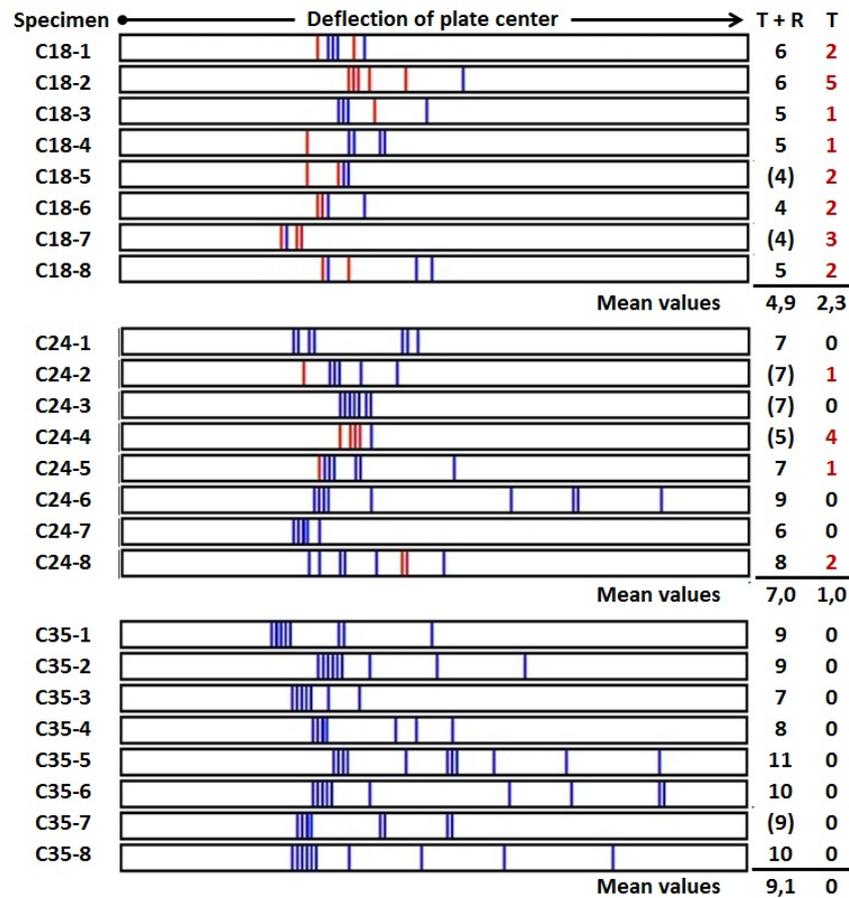


Figure 4.17: Failure history plots for all tested CLT specimens. Each vertical stroke represents failure of one board width (line color *red* means tensile failure and *blue* means rolling shear failure). The values in parenthesis indicate tests where the collapse load has possibly not been reached.

curves. The high quality of the boards of strength class C35 avoids tensile failure and for this reason rolling shear failure can propagate and large zones of the plate can be activated until collapse. This fact and the low mean variation of strength class C35 (see Fig. 4.11b) explains the high level of collapse loads F_{cl} . Moreover, this explains also the high potential of internal force redistribution, reflected by the large values of Δu_{cl} (see Fig. 4.12b). The high mean variation of the collapse load F_{cl} and the deflection Δu_{cl} of strength class C24 is a result of the rarely but yet occurrence of tensile failure of single boards (see Fig. 4.16).

At this point, it can be concluded that the performance of CLT elements strongly depends on the plate failure mechanism and cannot easily be related to the strength classification of the underlying wooden boards. Either the used quality of boards ensures that tensile failure does not occur, as it is the case for strength class C35, then the full potential of the CLT plate can be exploited, which should also find the way into design concepts, or tensile failure of boards is allowed, meaning that the elastic limit of the plate equals the collapse load, which is always the case for strength class C18. Referring to this point of view, CLT elements consisting of boards

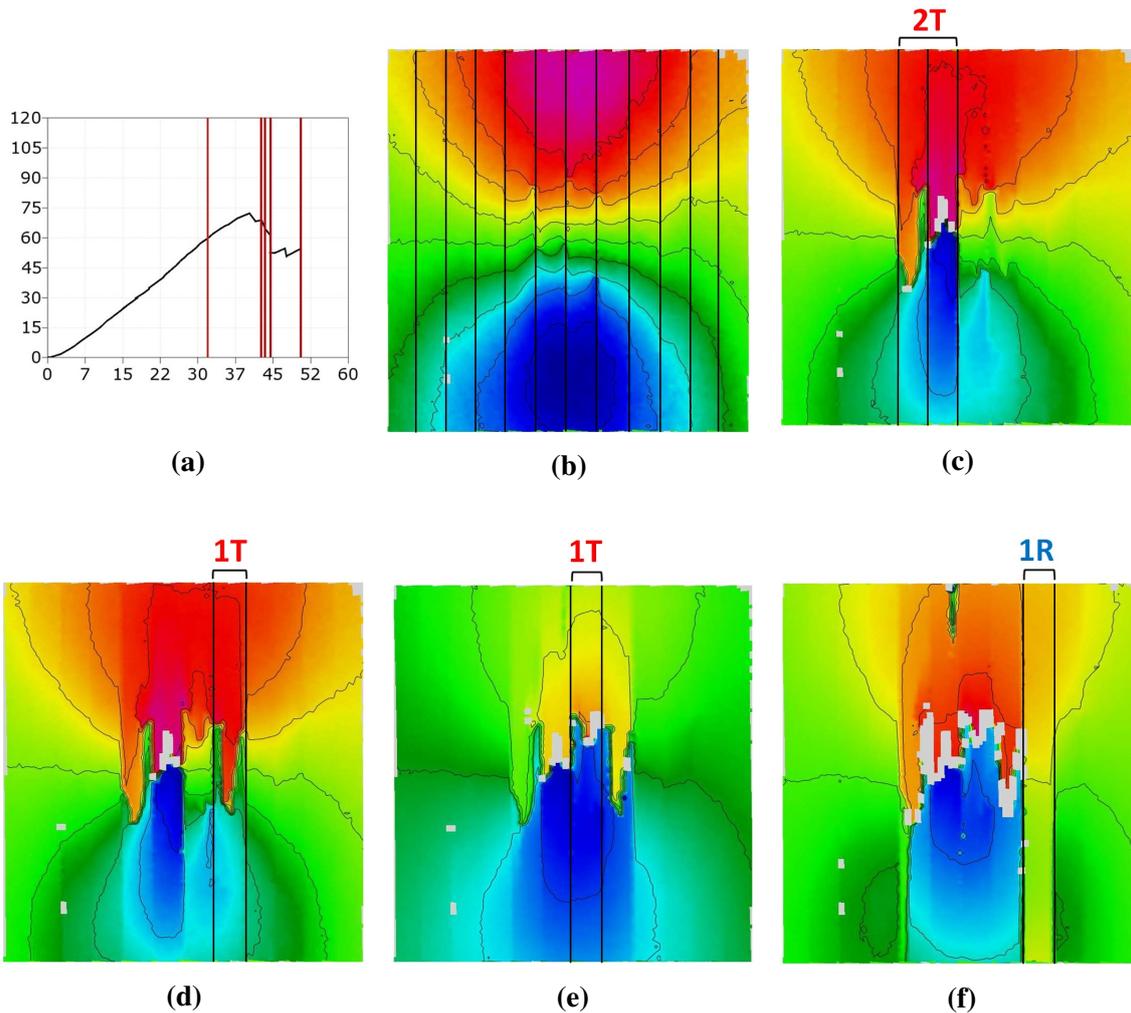


Figure 4.18: Illustrative example of a tensile failure dominated plate collapse mechanism (specimen C24-4).

(a) load-displacement curve with positions (vertical red lines) of associated displacement (y-direction) plots, (b) at stage 39, (c) at stage 50, (d) at stage 51, (e) at stage 52, and (f) at stage 59.

of strength class C24 are not useful.

To better illustrate the global failure mechanisms and the very good traceability with DIC results, the plate collapse mechanism of specimen C24-4 (tensile failure dominated) and of specimen C35-5 (rolling shear failure dominated) is shown by a series of images in Fig. 4.18 and Fig. 4.19, respectively. It can be again seen that a tensile failure dominated collapse mechanism (see Fig. 4.18) is much more localized compared to global failure due to rolling shear (see Fig. 4.19).

In addition to contour plots, displacement plots along sections, as illustrated in Fig. 4.20 for specimen C35-6, also reveal interesting insights into the deformation behaviour of CLT plates.

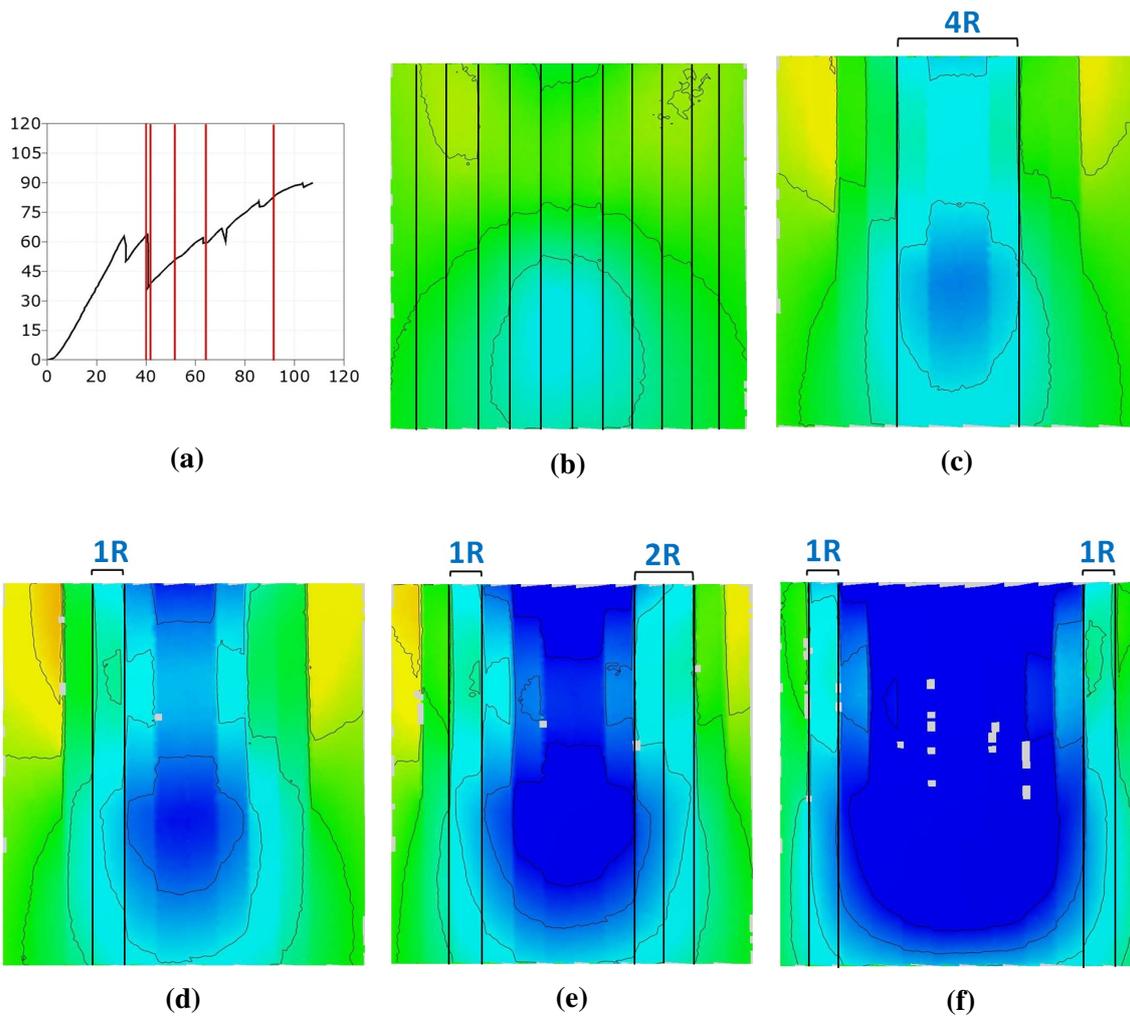


Figure 4.19: Illustrative example of a rolling-shear failure dominated plate collapse mechanism (specimen C35-5).

(a) load-displacement curve with positions (vertical red lines) of associated displacement (y-direction) plots, (b) at stage 51, (c) at stage 55, (d) at stage 64, (e) at stage 76, and (f) at stage 99.

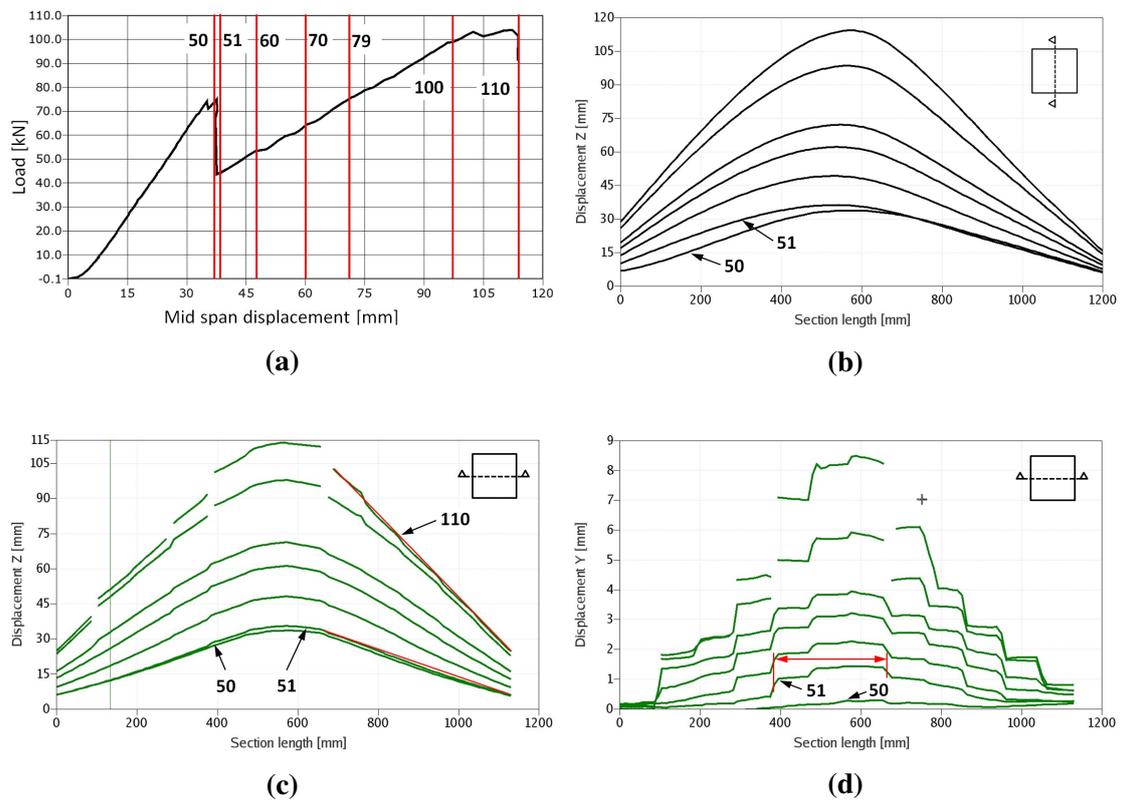


Figure 4.20: Displacement curves along different sections of specimen C35-6 and at different loading stages, obtained from DIC measurements. (a) Global load-displacement curve with marked loading stages for which displacement curves (b-d) are given.

A divergence between layers due to rolling shear can be detected very well by out-of-plane displacement plots as shown in Fig. 4.20b. The displacement curve at loading stage 50 still reflects symmetric behaviour of the plate, which is not the case at loading stage 51. The abrupt change of the left side of the displacement course indicates gaping between layers, the composite of the CLT plate is lost. The further displacement plots at later loading stages show the deflection of the independent layers (left side) which exhibit a stronger curvature than the deflection of the undamaged CLT system (right side). The displacement course at the compressive side of the plate would probably be symmetric until shortly before failure.

The transition from a predominantly bending system to a membrane system can be followed by means of the displacement plots in Fig. 4.20c. At loading stage 50 the concave curvature of the course reflects the well known elastic plate behaviour, whereas at stage 79 only a convex curvature appears indicating a membrane system which is dominated by tensile forces in longitudinal board direction.

Lateral growth of rolling shear failure and the associated shear failure of vertical joints between boards can be seen quite well by the displacement plots in Fig. 4.20d.

4.3.3 Visual crack assessment of the loaded CLT side

The damage history of the loaded (top) side of the CLT plates, which were not captured by the DIC system, was accompanied by visual inspection and documented by fotos. As already mentioned in a previous work by the authors [25], interface failure (see Fig. 4.21a) due to notching and the resulting induced high tensile stresses perpendicular to the layers was observed. In contrast to the previous experience that shear failure parallel to the grain occurs earlier than shear failure perpendicular to grain (see Fig. 4.21b) this was not the case for some samples of this test series. Real ductile behaviour on the material level in the form of king banding, smoothly affecting the load-displacement curves (see Fig. 4.16), could also be observed in the vicinity of the punch as illustrated in Fig. 4.21c.

Despite detailed analysis of both surfaces of the CLT plates, an overall picture of global failure can only be gained by looking inside the plate. Therefore, all plates will be cut into small beams parallel to the grain direction of the mid-layer and the local failure mode will be recorded, as already done for another test series presented in [25]. The results of this evaluation, which will complete the findings of this work, will be presented in a subsequent paper.

4.4 Conclusions

Within this work, bending tests with concentrated loads of 24 CLT plates of three different qualities have been performed. The obtained load displacement curves from LVDTs as well as displacement fields obtained with a DIC system were evaluated in detail and linked to each other. Performance differences between the investigated CLT qualities could be shown and global plate failure mechanisms as well as their evolution could be identified.

Based on the obtained results and their detailed evaluation, the following conclusions can be drawn:

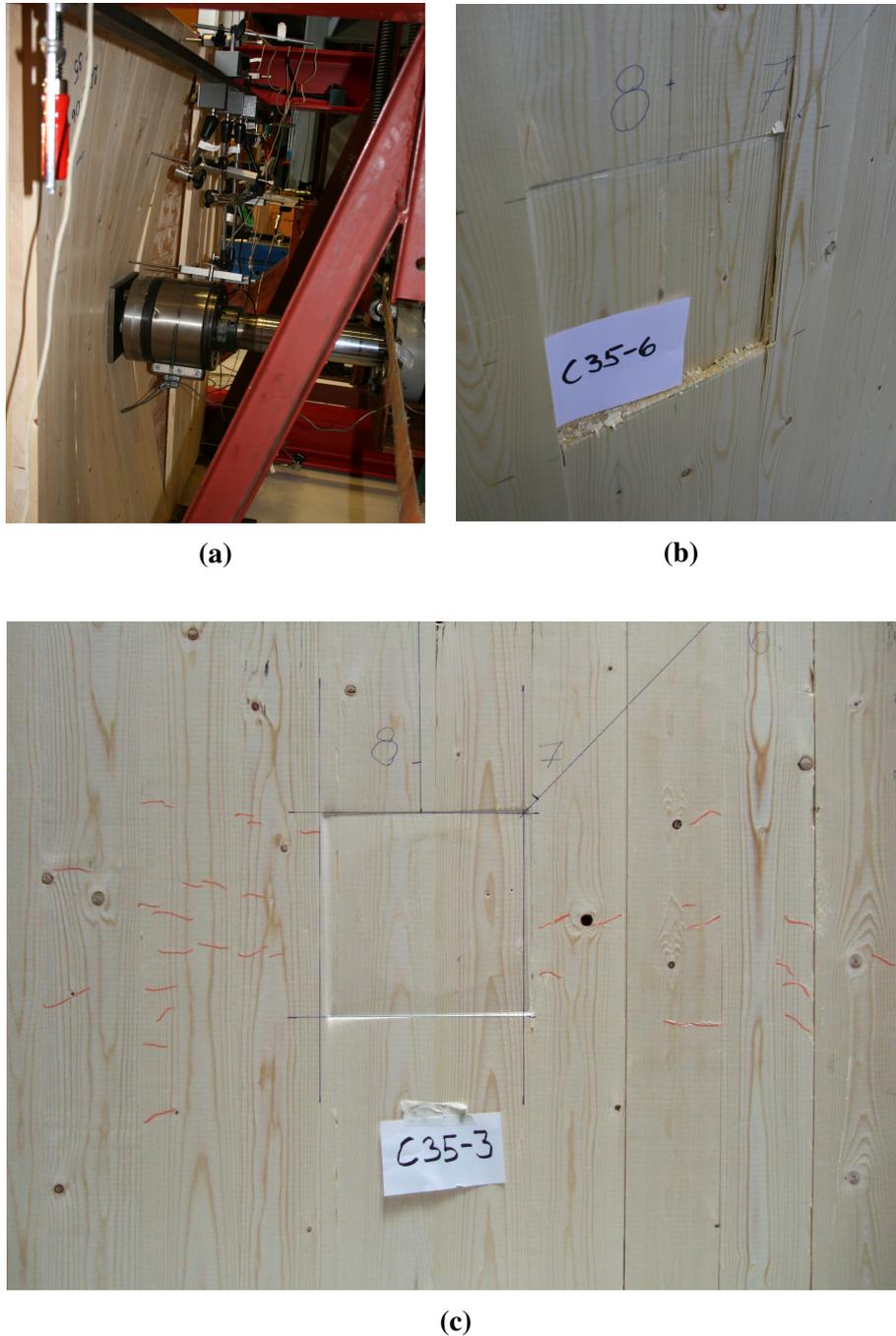


Figure 4.21: Failure modes on the loaded side of the CLT-plate.

(a) Interface failure due to notching, (b) punching shear failure perpendicular to the grain and (c) kink banding in the vicinity of the punch.

- No influence of the strength class of the boards on the elastic limit load of the CLT plates could be observed. The situation is different for the collapse load, and in general for the whole load displacement history, which is strongly influenced by the board strength classes.
- For the first time, comprehensive full-field displacement measurements have been carried out using a 3D DIC measurement system. The quality of the obtained results was very satisfactory and therefore use of such systems instead of point-wise measurement methods can highly be recommended.
- The displacement fields from DIC also allowed for the identification of plate failure mechanisms, qualitatively as well as quantitatively.
- Two basic failure formations could be distinguished. On the one side a mechanism which is dominated by tensile failure of single boards, and on the other side a rolling-shear-failure dominated mechanism. The former occurred for CLT specimens made from boards of strength class C18, and for these the collapse load has never climbed over the elastic limit load. The latter was determining for all CLT specimens made from boards of strength class C35, where also a pronounced 'recovering' phase was observed and the collapse load has always exceeded the elastic limit load.
- For a performance based classification of CLT plates as well as for an economical use of 'raw' material, these two failure mechanisms should be taken into account. Moreover, the 'post-elastic' potential of high quality CLT plates would, when considered in design concepts, allow for more efficient designs.

Finally, it can be concluded that full-field displacement measurements deliver valuable information which can also be used to capture global failure mechanisms. On this basis knowledge about the mechanical behaviour of CLT plates can be gained as basis for the optimization of CLT products and for the improvement of design concepts.

4.5 Acknowledgements

The authors gratefully acknowledge the financial support of the Austrian Research Promotion Agency (FFG, project number 832803 and 839858) and the wood industry partner CEI-Bois (through the platform "Building with Wood") for funding the research work within project "MechWood 2".

Special thanks to the team of LnU and SP for their excellent performance and documentation of the test series.

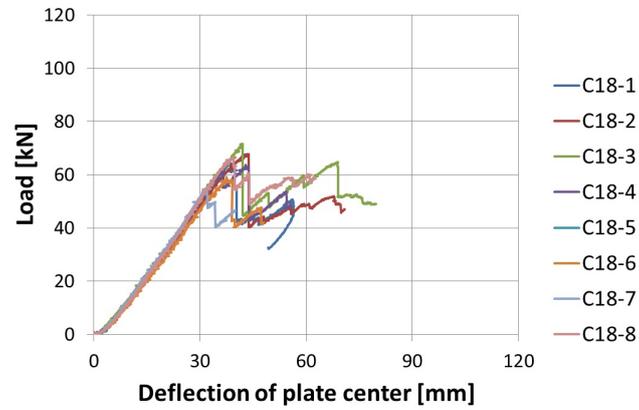
Bibliography

- [1] CEN EN 1995-1-1 (2008) Eurocode 5: Design of timber structures – Part 1-1: General – Common rules and rules for buildings. European Committee for Standardization, CEN, Bruxelles, Belgium
- [2] CEN EN 338 (2009) Structural timber - Strength classes. European Committee for Standardization, CEN, Bruxelles, Belgium
- [3] CEN EN 408 (2012) Timber structures— structural timber and glued laminated timber—determination of some physical and mechanical properties. European Committee for Standardization, CEN, Bruxelles, Belgium
- [4] GOM Optical Measuring Techniques. ARAMIS user manual, ARAMIS 5M v6.3.0-7. Gesellschaft für Optische Messtechnik (GOM)
- [5] Sutton, M.A., Wolters, W.J., Peters, W.H., Ranson, W.F., McNeil, S.R. (1983) Determination of Displacements Using an Improved Digital Correlation Method. *Image and Vision Computing* 1983;1:133-139.
- [6] Sutton, M.A., Cheng, M.Q., Peters, W.H., Chao, Y.J., McNeill, .SR. (1986) Application of an Optimized Digital Correlation Method to Planar Deformation Analysis. *Image and Vision Computing* 1986;4:143-151.
- [7] Bruck, H.A., McNeil, S.R., Sutton, M.A., Peters, W.H. (1989) Digital image correlation using Newton–Raphson method of partial differential correction. *Experimental Mechanics* 1989;29:261–267
- [8] Le Magorou, L., Bos, F., Rouger, F. (2002) Identification of constitutive laws for wood-based panels by means of an inverse method. *Composites Science and Technology* 62(4): 591-596, 2002. DOI: 10.1016/S0266-3538(01)00149-X
- [9] Serrano, E., Enquist, B. (2005) Contact-free measurement and non-linear finite element analysis of strain distribution along wood adhesive bonds. *Holzforschung* (2005) 59: 641–646
- [10] Jöbstl, R., Moosbrugger, T., Bogensperger, T., Schickhofer, G. (2006) A contribution to the design and system effect of cross laminated timber (CLT). In: International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18, Meeting 39, Florence, Italy

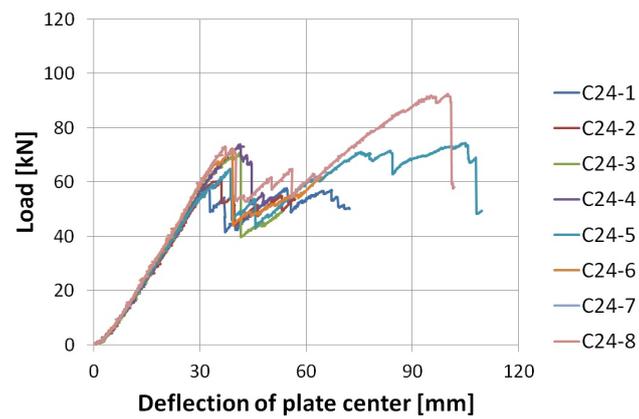
- [11] Sjödin, J., Serrano, E., Enquist, B. (2006) Contact-free measurements and numerical analyses of the strain distribution in the joint area of steel-to-timber dowel joints. *Holz als Roh- und Werkstoff* (2006) 64: 497–506
- [12] Czaderski, Ch., Steiger, R., Howald, M., Olia, S., Gülzow, A., Niemz, P. (2007) Versuche und Berechnung an allseitig gelagerten 3-schichtigen Brettsperrholzplatten. *Holz Roh Werkst* 65:383-402 (in German)
- [13] Hassel, B.I., Berard, P., Modén, C.S. , Berglund, L.A. (2008) The single cube apparatus for shear testing – Full-field strain data and finite element analysis of wood in transverse shear. *Composites Science and Technology* 69 (2009) 877–882, doi:10.1016/j.compscitech.2008.11.013
- [14] Sutton, MA., Orteu JJ., Schreier, HW. (2009) Digital image correlation for shape and deformation measurements basic concepts, theory and applications. Springer, Heidelberg
- [15] Arijit Sinha, A., Gupta, R. (2009) Strain Distribution in OSB and GWB in Wood-Frame Shear Walls. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 135, No. 6. ©ASCE, ISSN 0733-9445/2009/6-666–675
- [16] Tratzmiller, M. (2010) Hochwertiges Brettsperrholz aus starkem Stammholz. *Eur. J. Wood Prod.* (2010) 68:21–26 (in German)
- [17] Steiger, R., Gülzow, A. (2010) Validity of bending tests on strip-shaped specimens to derive bending strength and stiffness properties of cross-laminated solid timber (X-lam). *The Future of Quality Control for Wood and Wood Products*. 4-7 May 2010, Edinburgh, The Final Conference of COST Action E53
- [18] Mestek, P. (2011) Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettsperrholz (BSP) – Schubmessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen. Dissertation Technische Universität München (in German)
- [19] Pop, O., Meite, M., Dubois, F., Absi, J. (2011) Identification algorithm for fracture parameters by combining DIC and FEM approaches. *International Journal of Fracture* 2011;170:101-114.
- [20] Xavier, J., de Jesus, A., Morais, J., Pinto J. (2012) Stereovision measurements on evaluating the modulus of elasticity of wood by compression tests parallel to the grain. *Construction and Building Materials* 26(1): 207-215, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2011.06.012
- [21] Andre, A., Klinger, R., Olsson, R., (2013) Compression failure mechanism in small-scale wood specimens reinforced with CFRP: An experimental study. *Construction and Building Materials* 41 790–800 <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.12.038>
- [22] Sebera, V., Muszynski, L., Jan Tippner, J., Noyel, M., Pisaneschi, T., Sundberg, B. (2013) FE analysis of CLT panel subjected to torsion and verified by DIC. *Materials and Structures*. DOI 10.1617/s11527-013-0195-1

-
- [23] Xavier, J., U. Belini, U., Pierron, F., Morais, J., Lousada, J., Tomazello, M. (2013) Characterisation of bending stiffness components of MDF panels from full-field slope measurements. *Wood Science and Technology* 47(2): 423-441, 2013. DOI: 10.1007/s00226-012-0507-6
- [24] Meite, M., Po, O., Dubois, F., Absi, J. (2013) Characterization of mixed-mode fracture based on a complementary analysis by means of full-field optical and finite element approaches. *International Journal of Fracture* 2013;180:41-52.
- [25] Hochreiner, G., Füssl, J., Eberhardsteiner, J. (2014) Cross-laminated Timber Plates Subjected to Concentrated Loading – Experimental Identification of Failure Mechanisms. *Strain* 50, Issue 1, 68–81, February 2014

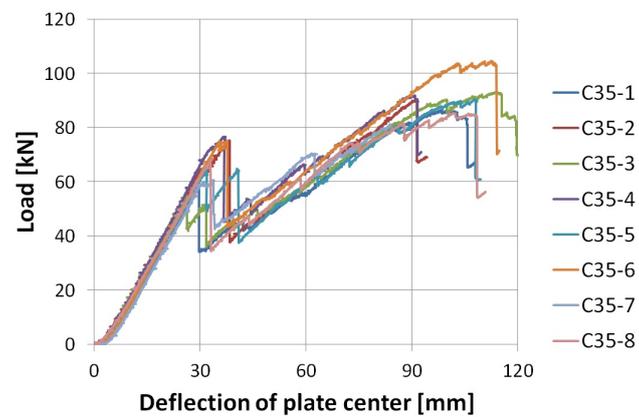
Appendix



(a)



(b)



(c)

Figure 4.22: Compilation of system response according to strength classes.

Eigene Publikationen und Konferenzbeiträge

Publikationen

G. Hochreiner, T. Bader, K. de Borst, J. Eberhardsteiner:

Stiftförmige Verbindungsmittel im EC5 und baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Statiksoftware

Bauingenieur, 88 (2013), S. 275 - 289.

G. Hochreiner, J. Füssl, J. Eberhardsteiner:

*Cross-laminated Timber Plates Subjected to Concentrated Loading
Experimental Identification of Failure Mechanisms*

Strain 50, Issue 1, 68–81, February 2014

G. Hochreiner, J. Füssl, E. Serrano, J. Eberhardsteiner:

Influence of wooden board strength class on the performance of cross laminated timber plates investigated by means of full-field deformation measurements

STRAIN 50, Issue 2, 161–173, April 2014

G. Hochreiner, J. Füssl, J. Eberhardsteiner, S. Aicher:

CLT Plates under Concentrated Loading - Experimental Identification of Crack Modes and Corresponding Failure Mechanisms

in RILEM BOOKSERIES Volume 9: "Materials and Joints in Timber Structures - Recent Developments of Technology"

Springer Verlag, Dordrecht, 2014, ISBN: 978-94-007-7810-8, S. 703 - 712.

G. Hochreiner, K. Hofstetter, J. Eberhardsteiner:

Plastizität im Ingenieurholzbau - Baustatische Modellbildung an ausgewählten Beispielen
in: "Berichte der Fachtagung Baustatik-Baupraxis 11",

G. Beer, C. Dünser, G. Hofstetter, Y. Theiner (Hrg.); Institut für Baustatik, Technische Universität Graz; TU Graz, Graz, 2011,

ISBN: 978-3-85125-115-9, S. 147 - 154.

G. Hochreiner, J. Füssl, J. Eberhardsteiner:

Identification of the Failure Modes of CLT-Plates by Means of DIC Measurements

in: "Proceedings of the 30th Danubia-Adria-Symposium (DAS 30)", Croatian Society of Mechanics, 2013, ISBN: 978-953-7539-17-7, S. 185 - 186.

G. Hochreiner, J. Füssl, J. Eberhardsteiner:

Anforderungen an die baustatische Modellbildung von Brettsperrholz-Platten abgeleitet aus Traglastversuchen mittels Flächenmessverfahren und Bruchbildanalyse

in: "Berichte der Fachtagung Baustatik-Baupraxis 12",

K-U. Bletzinger, N. Gebbeken, R. Fisch (Hrg.); TU München - UniBw München, 2014,

ISBN: 978-3-00-041256-1, S. 37 - 45.

Konferenzbeiträge

G. Hochreiner:

Plastizität im Ingenieurholzbau - Baustatische Modellbildung an ausgewählten Beispielen

Vortrag: Baustatik-Baupraxis 11, 2011

Innsbruck, Austria (eingeladen); 21.02.2011 - 22.02.2011.

G. Hochreiner:

Identification of the Failure Modes of CLT-Plates by Means of DIC Measurements

Posterpräsentation: 30th Danubia-Adria-Symposium on Advances in Experimental Mechanics (DAS 30)

Primosten, Croatia; 25.09.2013 - 28.09.2013.

G. Hochreiner:

CLT plates subjected to concentrated loading

Identification of crack modes and corresponding plate failure mechanisms

Vortrag: 2013 RILEM Conference – Materials and Joints in Timber Structures;

University of Stuttgart, Germany; 08.10.2013 - 10.10.2013.

G. Hochreiner:

Anforderungen an die baustatische Modellbildung von Brettsperrholz-Platten abgeleitet aus Traglastversuchen mittels Flächenmessverfahren und Bruchbildanalyse

Vortrag: Baustatik-Baupraxis 12, 2014

TU München / UniBw München, Deutschland (eingeladen); 24.02.2014 - 25.02.2014.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: **Georg HOCHREINER**
Akademischer Titel: Dipl.-Ing.
geboren am: 22. April 1958
Geboren in: Linz, Oberösterreich
Nationalität: Österreich
Militärdienst: Miliz-Offizierslaufbahn seit 1976, Waffengattung Pioniere
Dienstgrad Obstlt, Militärexperte
Wohnadresse: Jungerstraße 16, 4950 Altheim
Verheiratet mit: Mag. Gabriele Hochreiner
Kinder: Christoph, Irene, Veronika, Eleonora, Helene, Dorothea

Ausbildung

2010 – 2014 Doktoratsstudium an der TU Wien
1977 – 1982 Diplomstudium für Bauingenieurwesen
Studienrichtung Konstruktiver Ingenieurbau an der TU Wien
1976 – 1977 Militärdienst (Einjährig-Freiwillig) in Klosterneuburg, Österreich
1968 – 1976 Gymnasium in Braunau am Inn, Österreich

Berufliche Aktivitäten

2010 – 2014 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am IMWS (TU Wien)
Lehre: VU-Holzbau-I und VU-Holzbau-II für Bauingenieure
Forschung: MechWood-II (Grundlagen und Wissenstransfer)
2008 – 2010 Technische Projektentwicklung bei Glöckel Holzbau GmbH, Rennersdorf
1989 – 2008 Leiter der Konstruktionsabteilung bei WIEHAG GmbH, Altheim
1992 – ZT-Befugnis (Zivilingenieur für Bauwesen)
1982 – 1988 Assistent am Institut für Baustatik (TU Wien)

Auszeichnungen

2007 Oberösterreichischer Holzbaupreis für Statik 2007 "Neue Messe Wels"

Patente

2001 EP 1 074 666 A2 (Rahmenverbindungen)
1999 EP 0 890 685 A1 (Freespan)

Langjährige Mitarbeit in Gremien

Österreichischen Normungsinstitut	ONK 012 – Holzbau (AG 01, 02, 03) ONK 176 – Belastungen ONK 177 – Werkvertrag WG 3 – Normung für Brettschichtholz
Österreichischer Leimbau-Verband	Technische Kommission
Studiengemeinschaft (Deutschland)	Technischen Beirat Industrievertreter Österreichs
Fachverband der Holzindustrie Österreichs	Industrievertreter in Bauordnungsdiskussion Betreuung diverser Forschungsprojekte (Brand I/II/III; enBR; EC5-NA)
Roadmap 2010	Gründungsmitglied der Technical Expert Group Betreuung von MechWood (aus Sicht der Industrie) FSUW (Fire Safe Use of Wood - Group)
Lehrgang Überholz (Kunstuniversität Linz)	Mitglied der Prüfungskommission Betreuung von Master-Arbeiten Impulsvorträge