



Technische Universität München

Wissenschaftliche Arbeit zur Erlangung des akademischen Grades Master of Science an der
TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München.

Modifikation einer Prüfvorrichtung für Scheibenschubversuche von Brettsperrholzelementen

Lehrstuhl	Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion Technische Universität München
Betreuer	David Fochler, M.Sc. Nils Schumacher, M.Sc.
Eingereicht von	Felix Fricke, B.Sc. 03762818
Eingereicht am	01. Mai 2024, in München

Danksagung

Mein Dank gilt zuallererst meiner lieben Freundin Juli, die mir in den wichtigsten Ereignissen meiner Ausbildung beigestanden und mich zu allen Stationen begleitet hat.

Auch meiner Familie möchte ich innig danken, für das starke Vertrauen und die große Unterstützung während meines gesamten Werdegangs.

Ein herzlicher Dank gilt Herrn Nils Schumacher und besonders Herrn David Fochler vom Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, für das große Interesse und die intensive Beteiligung von der Themensuche bis zum Ergebnis der Arbeit. Herrn Patrik Aondio sei ebenfalls ein Dank für die Ideegebung und Unterstützung ausgesprochen. Auch für die Zeit als studentische Hilfskraft am Lehrstuhl möchte ich mich an dieser Stelle bedanken.

Weiterer Dank gebührt dem Team um das Ingenieurbüro Schülke & Wiesmann in meiner Heimat Dortmund sowie allen Mitarbeitenden von Werner Sobek Berlin für das Vertrauen und die lehrreiche Zeit in der Hauptstadt.

Ich hoffe, mit dieser Arbeit einen kleinen Beitrag zur Holzforschung und damit auch zur Bekämpfung der Klimakrise leisten zu können.

Dortmund, 01. Mai 2024

Felix Fricke

Kurzfassung

Modifikation einer Prüfvorrichtung für Scheibenschubversuche von Brettsperrholzelementen

Die Verwendung massiver Holzprodukte als Substitut für Stahlbeton erfährt wachsende Relevanz in der Hochbaupraxis. Für den Einsatz von Brettsperrholzelementen als aussteifende Tragwerksteile ist das Tragverhalten in Scheibenebene von großer Bedeutung. Doch die etablierten Testverfahren zur Prüfung des Bauprodukts auf Schubbeanspruchung in Scheibenebene weisen theoretische und praktische Schwächen auf.

Die bisher weniger etablierten Rahmenversuche bieten großes theoretisches Potenzial, doch gehen stets einher mit Defiziten bei den praktischen Ausführungen. Das Aufbringen eines gleichmäßigen Schubflusses auf die Prüfkörperränder ist abhängig von der gewählten Verbundmethodik. Diese bestimmt ebenfalls maßgeblich den Zeitaufwand des Ein- und Ausbaus des Prüfkörpers.

In diesem Kontext wird der bisher unerprobte Verbundmechanismus von **Kerven** untersucht. Der zugrunde liegenden These nach ist die Schubeinleitung mittels Kerven ausreichend stark als auch konstant und ermöglicht gleichzeitig wirtschaftliche Versuchsdurchführungen.

Umfang dieser Arbeit ist jegliche theoretische Vorarbeit für praktische Versuchsdurchführungen, mit welchen die These final verifiziert werden kann. Das beinhaltet konkret die Entwicklung einer auf den geometrischen Randbedingungen eines bestehenden Rahmens basierenden, optimierten Kervengeometrie und des weiteren die Überführung in Fertigungspläne. Gezielte Abmessungen und eine Befestigungsmethode werden erarbeitet. Darüber hinaus wird die Funktionalität an einem physischen Modell sowie mit numerischen Methoden erprobt und bestätigt.

Die finale Tauglichkeit des Verbundkonzeptes kann abschließend nur durch die praktische Präparation des Rahmens und der Prüfkörper sowie der Versuchsdurchführungen belegt werden.

Schlüsselwörter Rahmenversuch, Brettsperrholz, BSP, Scheibenschub, Kerne

Abstract

Modification of a test method analysing in-plane shear behaviour of cross laminated timber (CLT)

The substitution of timber products for solid construction elements of concrete and steel is gaining popularity in the building sector. Utilizing CLT in important construction parts like shear walls requires a precise understanding of the in-plane behaviour of the elements under shear loads. Yet, established test methods show deficits in a theoretical and practical way.

The less established picture frame tests provide great theoretical potential but display shortcomings in execution. The introduction of a uniform shear flow to the edges of the specimen is strongly dependent on the chosen bonding method of frame and specimen. It also determines the time expenditure required to install and remove the specimen into the apparatus.

In this context, the untested bonding method of **notches** is analysed. According to the underlying thesis, notches as shear connectors can introduce shear in a sufficiently strong and constant way and enable economically efficient test executions at the same time.

The scope of this work is the provision of all theoretical preparatory work for the practical test executions, that can ultimately verify the thesis. This includes the development of optimized shape of the grooves based on the geometric boundary conditions predestined by an existing testing frame. Specific dimensions and a fastening procedure are developed and transferred into fabrication drawings.

Furthermore, the functionality is tested and confirmed using a physical model as well as numerical methods like finite-element analyses.

Finally, the suitability of the designed bonding system can only be proved by the practical preparation of frame and specimen, as well as the execution of test runs.

Keywords picture frame test, cross laminated timber, CLT, in-plane shear, grooves, notches, toothed connection

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	II
Kurzfassung	III
Abstract	IV
Inhaltsverzeichnis	V
Abkürzungen	IX
1 Einleitung	1
1.1 Ausgangslage	1
1.2 Hinführung zum Thema	2
1.3 Ziel der Arbeit	3
1.4 Aufbau der Arbeit	4
2 Brettsperrholz	6
2.1 Historische Einordnung	6
2.2 Produktdefinition	7
2.3 Nachgiebig verbundenes Brettsperrholz	9
2.4 Aktuelle Forschung	10
2.5 Stand der Normung	11
3 Theoretische Grundlagen	13
3.1 Orthotroper Werkstoff Holz	13
3.2 Scheiben	16
3.2.1 Schnittgrößen am Scheibenrand	16
3.2.2 Spannungstransformation und Hauptspannungen	17
4 Scheibenschub von Brettsperrholz	20
4.1 Scheibenschubsteifigkeit	20
4.2 Tragverhalten	21
4.3 Versagensmechanismen	23
4.3.1 Brutto-Schubversagen	23

4.3.2	Netto-Schubversagen	24
4.3.3	Torsionsversagen.....	24
4.4	Anerkannte Scheibenschubkenngrößen	25
4.5	Prüfverfahren	26
4.5.1	Bisherige Bestrebungen.....	26
4.5.2	Verfahren nach Kreuzinger/Sieder	27
4.6	Rahmenversuche	31
4.6.1	Ursprung der Methodik.....	32
4.6.2	Mechanische Wirkweise.....	33
4.6.3	Umrechnung der Belastung	36
4.6.4	Realisierung des Verbunds	37
5	Verbund	38
5.1	Verbundmechanismen	38
5.2	Kerven.....	39
5.2.1	Ursprung	39
5.2.2	Tragverhalten	40
6	Modellstudie.....	43
6.1	Aufbau und Konzept.....	43
6.2	Durchführung	44
6.3	Ergebnisse	46
6.4	Auswertung und Diskussion	48
7	Optimierung der Kervengeometrie	51
7.1	Wirkweise im Schichtverbund	51
7.2	Geometrische Ausgangslage	52
7.2.1	Einzelkerve.....	52
7.2.2	Prüfkörperseite.....	52
7.2.3	Randkerve.....	54
7.3	Optimierungskonzept	55
7.3.1	Kerventragfähigkeit	55
7.3.2	Verbundsteifigkeit.....	57

7.3.3	Optimierungsbedingungen	58
7.3.4	Toleranzen	58
7.4	Randbedingungen	58
7.4.1	Abmessungen des Bestandsrahmens	58
7.4.2	Reversierbarkeit	60
7.4.3	Reproduzierbarkeit	61
7.4.4	Beschädigungsfreier Prüfkörpereinbau	61
7.5	Geometrische Abhängigkeiten des Kervenbildes	62
7.5.1	Fräskopfgeometrie	62
7.5.2	Rippenraster	64
7.5.3	Randsituation	65
7.5.4	Verfügbare Länge	68
7.5.5	Kervenanzahl	68
7.6	Lösung des Optimierungsproblems	69
7.6.1	Material	69
7.6.2	Einschnitttiefe und effektive Restlänge	70
7.6.3	Auflistung der konstanten Parameter und Abhängigkeiten	71
7.6.4	Grafische Lösung	72
7.6.5	Auswertung	73
7.6.6	Fertigungsplanung	75
8	Weiterführende Analysen	78
8.1	Bauteileigenschaften	78
8.1.1	Scheibensteifigkeit	78
8.1.2	Scheibentragfähigkeit	79
8.2	Kleinwinkelnäherung	81
8.3	Numerische Untersuchungen	85
8.3.1	Modelle	86
8.3.2	Einfluss des Randeinschnitts	90
8.3.3	Wirksamkeit der Kerven zur Erzeugung eines homogenen Schubfeldes	96
9	Zusammenfassung und Ausblick	101
9.1	Zusammenfassung	101
9.2	Kritische Diskussion und Ausblick	101

Abbildungsverzeichnis	103
Tabellenverzeichnis	107
Literaturverzeichnis	108
Anhang	113
Anhang A: Herleitung der tatsächlichen horizontalen Verschiebung	113
Anhang B: Nachweis der Schraubenverbindung.....	115
Anhang C: Fertigungspläne der Kervenstempel und Rahmenpräparation.....	117
Anhang D: Skript und Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Referenzmodell	122
Anhang E: Skript und Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Stabmodell	131
Anhang F: Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Randeinfluss.....	142
Selbstständigkeitserklärung.....	151

Abkürzungen

abZ.....	allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
BSP.....	Brettsperrholz
CLT.....	cross laminated timber
CO ₂ e.....	Kohlenstoffdioxid-Äquivalent
EC 5.....	Eurocode 5 (DIN EN 1995)
ETA.....	European Technical Approval (europäische technische Bewertung)
HBV.....	Holz-Beton-Verbund-Bauweise

1 Einleitung

1.1 Ausgangslage

Keinem anderen Industriezweig obliegt eine größere Verantwortung gegenüber den zukünftigen Generationen wie dem Bausektor. Laut Sobek [20] ist das weltweite Bauschaffen derzeit für 53% (27,5 Gt CO₂e/a) der jährlichen Gesamtemissionen an Treibhausgasen verantwortlich. Die Emissionen der Herstellungs- und Rückbauphase der Gebäude und Infrastrukturbauten belaufen sich mit 11,5 Gt CO₂e/a auf ca. 42% dieser gesamten auf das Bauwesen entfallenden Emissionen.

Ein signifikantes Potenzial bei der Eindämmung dieser Emissionen liegt gemäß Churkina und Organschi [21] in der **Materialsubstitution**. Das bezieht sich insbesondere auf den Einsatz von Holz anstelle von Beton und Stahl als Baustoff. Eine Umstellung zu Holz als Ersatzmaterial könnte nach Angaben von Oliver et al. [22] durch die Vermeidung von Ausstößen, die mit anderen Baustoffen einhergehen, 14 – 31% der globalen CO₂ Emissionen einsparen. Ein weiterer großer Vorteil des vermehrten Einsatzes von Holz besteht laut Churkina et al. in der Schaffung sicherer Kohlenstoffspeicher. Die AutorInnen merken weiter an, dass eine Materialrevolution, die in ihrer Durchführung auf die globale Urbanisierung und auf die Kapazitäten der Wälder abgestimmt ist, in einigen Jahrzehnten ein Gleichgewicht zwischen Materialangebot und -nachfrage sowie positiven und negativen Umweltauswirkungen herstellen wird. Darüber hinaus könne sie eine Antwort auf die Herausforderung dringender Klimaschutzmaßnahmen geben. Abb. 1-1 veranschaulicht die Entstehung, den Abbau und eine mögliche Wiederauffüllung des Bodenkohlenstoffspeichers über die Zeit [14].

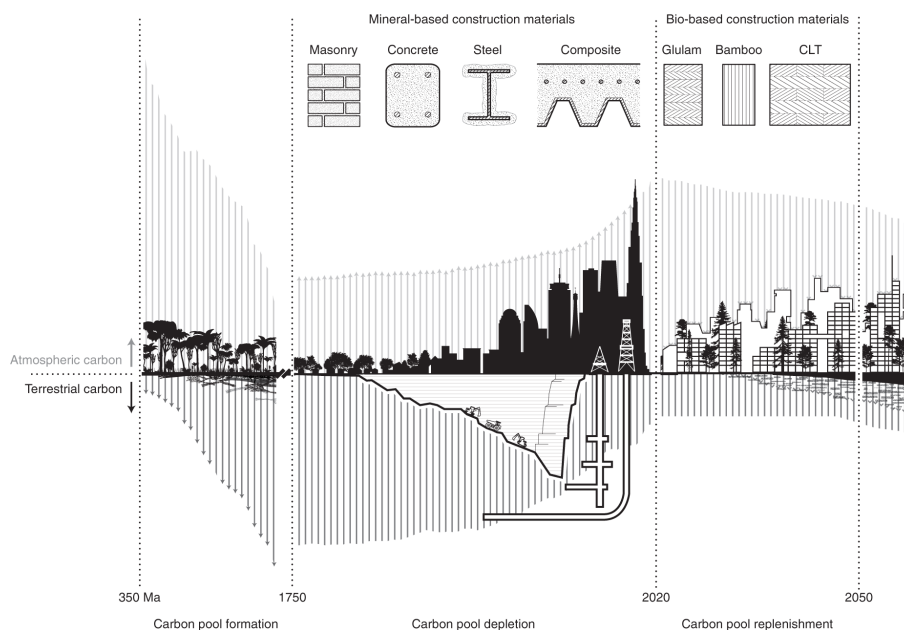


Abb. 1-1: Darstellung des menschlichen Einflusses auf den Bodenkohlenstoffpool und die atmosphärische CO₂-Konzentration im Laufe der Zeit, aus [14]

1.2 Hinführung zum Thema

Die zuvor beschriebene Sachlage ist nicht zuletzt Grund für einen florierenden Schaffensdrang im Holzbauwesen. Flächige Bauteile, die im vergangenen Jahrhundert vorwiegend aus Stahlbeton gefertigt wurden, finden nun mit massiven Holzbauweisen alternative Herstellungsverfahren. Insbesondere Brettsperrholz (BSP), im Englischen auch *cross laminated timber (CLT)*, konnte als massives, flächiges Holzprodukt in den vergangenen 20 Jahren durch seine Vorteile überzeugen.

Doch das anisotrope Materialverhalten der Einzelkomponenten und deren unterschiedliche Ausrichtung im zusammengesetzten Bauprodukt, als auch die Wirkweise der Verbindungsmittel ergeben einen komplexen Bauteilaufbau. Ein Einsatz in der Baupraxis setzt jedoch zweierlei voraus: Einerseits müssen theoretische Rechenmodelle hergeleitet werden, welche die bauteilspezifischen Mechanismen der Lastabtragung akkurat erfassen können. Andererseits müssen praktische Bauteilversuche die theoretischen Ergebnisse verifizieren. Nur auf diese Weise kann das Verhalten der Konstruktionsteile vorhergesagt und eine sichere, wirtschaftliche und nachhaltige Dimensionierung vorgenommen werden.

Theoretische Modelle für die Berechnung von BSP wurden insbesondere durch Schickhofer [3] und Kreuzinger [23] in den 1990er Jahren erarbeitet. Auch Prüfvorrichtungen für die praktische Testung verschiedener bauteilspezifischer Kennwerte wurden seitdem entwickelt. In der DIN EN 16351:2021 [24] sind die gegenwärtig anerkannten gelistet. Dennoch sind auch beide Bereiche noch Gegenstand aktueller Forschung.

In dieser Arbeit wird der Fokus auf die **Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Brettsperrholz unter Schubbeanspruchung in Scheibenebene** gelegt. Als vielversprechend hat sich in diesem Kontext ein Prüfverfahren herausgestellt, was das betreffende Bauteil in einen reinen Scheibenschubzustand versetzt. Der Aufbau und das Prinzip dieser **Rahmenversuche**, im Englischen auch *picture frame tests*, kann der nachfolgenden Abb. 1-2 entnommen werden.

Trotz erfolgversprechender Ergebnisse ist das angesprochene Prüfverfahren gegenwärtig nicht ausgereift und wirft Probleme auf, wie zuletzt 2019 Forschungsergebnisse von Björnfort et al. [25] nahelegen. Insbesondere bisher erprobte Verbundmethoden von Prüfkörper und Rahmen stellten sich entweder als nicht starr und gleichmäßig genug oder unwirtschaftlich heraus.

Um aus Bauteilversuchen Ergebnisse mit statistischer Signifikanz zu generieren, bedarf es einer möglichst hohen Anzahl an Proben. Um effiziente Prüfabläufe zu ermöglichen, ist deshalb ein schneller Ein- bzw. Ausbau der Prüfkörper in die Vorrichtung von großer Bedeutung.

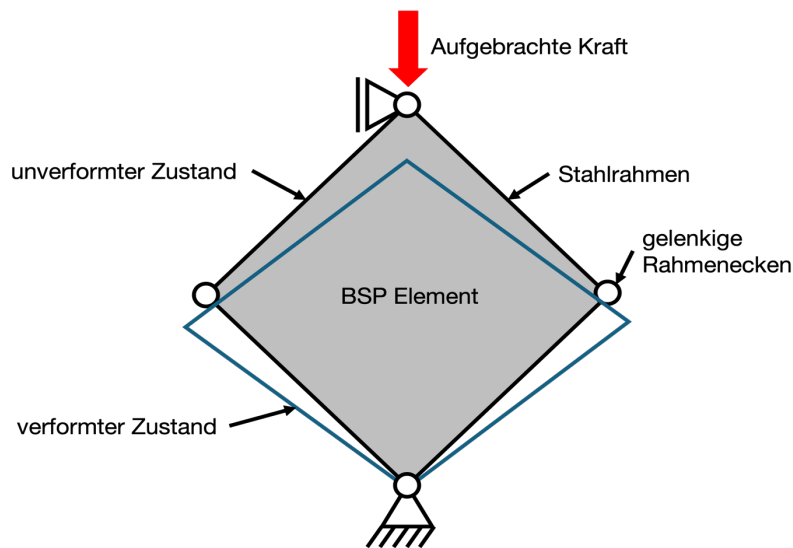


Abb. 1-2: Prinzipskizze des Rahmenversuchs, aus [7] modifiziert und übersetzt

1.3 Ziel der Arbeit

Es ist zu erkennen, dass sowohl die Funktionsweise als auch die Tauglichkeit der Rahmenversuche für BSP-Elemente maßgeblich von der Maximierung folgender Parameter abhängt:

1. Verbund zwischen Rahmen und Prüfkörper (starr und gleichmäßig)
2. Prüfungsaufwand (effizient)

Da die praktizierten Verbundmethoden bislang nicht beiden Prämissen gleichermaßen gerecht werden, soll im Umfang dieser Arbeit eine alternative Verbundart analysiert werden. Es handelt sich dabei um die **Schubeinleitung mittels Kerven**. Unter Kerven wird im Kontext dieser Arbeit eine formschlüssige Verbindung zweier Bauteile ähnlich einer Verzahnung verstanden. Das grundsätzliche Wirkprinzip umfasst die Schaffung einer Druckkontaktfläche zur Übertragung nicht orthogonal zur Verbindungsebene wirkender Kräfte (Schubkräfte). Die Funktionsweise wird im Verlauf der Arbeit detailliert dargelegt.

Folgende These soll dementsprechend in dieser Arbeit untersucht werden:

Kerven als Verbundmittel können in Rahmenversuchen mit BSP-Elementen einen ausreichend starken und konstanten Verbund zwischen Rahmen und Prüfkörper herstellen und gleichzeitig wirtschaftliche Versuchsdurchführungen ermöglichen.

Die nachfolgende Abb. 1-3 verbildlicht den beschriebenen Sachverhalt.

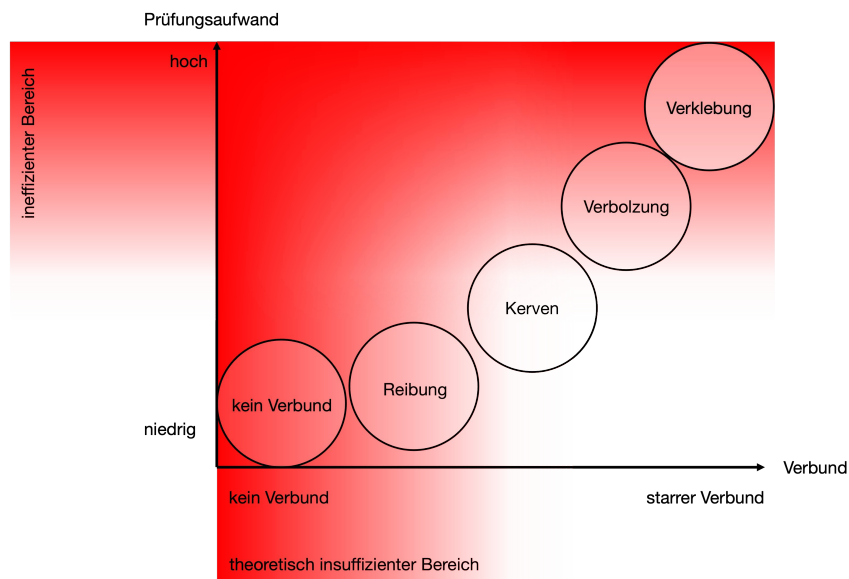


Abb. 1-3: Prüfungsaufwand und theoretische Suffizienz verschiedener Verbundarten im Rahmenversuch mit BSP-Elementen (eigene Darstellung)

Ausgangslage für die Untersuchungen ist ein Prüfrahm, welcher 2021 im Zuge der Masterthesis von Holzinger am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion der Technischen Universität München konzipiert wurde [10]. Der Stahlrahmen verfügt derzeit über keine Verbundmechanismen.

Weitere Randbedingung für das Vorhaben ist das Anstreben einer leichten Reproduzierbarkeit. Insbesondere die Präparation der Prüfkörper soll nicht mit komplizierten Abbundmaßnahmen verbunden sein.

Umfang dieser Arbeit wird jegliche theoretische Vorarbeit für praktische Versuchsdurchführungen sein, mit welchen die These final verifiziert werden kann. Das beinhaltet konkret, eine auf den geometrischen Randbedingungen des bestehenden Rahmens basierende, optimierte Kervengeometrie zu entwickeln und in Fertigungspläne zu überführen. Gezielte Abmessungen und eine Befestigungsmethode sollen erarbeitet werden. Die genaue Herangehensweise wird nachfolgend beschrieben. Durchführung und Auswertung von Bauteilversuchen nach dem hier erarbeiteten Verfahren sind nicht Gegenstand dieser Arbeit.

1.4 Aufbau der Arbeit

Zunächst wird Brettsperrholz als Bauprodukt vorgestellt. Dies umfasst sowohl eine kurze historische Einordnung sowie Produktdefinitionen und den aktuellen Forschungsstand. In einem weiteren Schritt werden die theoretischen Grundlagen zum Schub in Scheibenebene allgemein dargelegt und im Anschluss auf BSP bezogen. Anerkannte Prüfverfahren für Kenngrößen des Scheibenschubs

werden vorgestellt und ihre Arbeitsweise sowie Stärken und Schwächen erläutert. Insbesondere Rahmenversuche werden beleuchtet und der Stand der Forschung aufgezeigt. Nachdem auch das Funktionsprinzip von Kerven als Verbundmittel präsentiert wurde, wird eine physische Modellstudie erste Anhaltspunkte für die Formgebung der Verbindung sowie der Verifizierung der These liefern. Es folgt ein Optimierungsprozess, in welchem unter Veranschaulichung der Randbedingungen die Tragfähigkeit der Kerven maximiert wird.

In einem weiteren Schritt werden anhand numerischer Untersuchungen präzise Vorhersagen zur Wirkungsweise der modifizierten Prüfvorrichtung getroffen. Unter Zuhilfenahme von Finite-Elemente Analysen wird dabei primär das erwartete Bauteilverhalten von 5-lagigem, orthogonal vernageltem BSP formuliert.

2 Brettsperrholz

Es folgt eine grundlegende Einführung in das untersuchte Bauprodukt Brettsperrholz.

2.1 Historische Einordnung

Holz zählt seit Beginn menschlicher Bautätigkeit zu den wichtigsten Werkstoffen. Es ist in vielen Anwendungsbereichen traditionell verankert, aber dennoch gab es bis ins 20. Jahrhundert kaum Weiterentwicklung in einem Großteil dieser Bereiche. Laut Gordon hatte man dort versäumt, die vorhandene Kunst durch notwendige fundierte wissenschaftliche Tätigkeit zu untermauern. Grund dafür war und ist auch das Fehlen des intensiven Studiums des Werkstoffes Holz durch MaterialwissenschaftlerInnen und IngenieurInnen [26].

Insbesondere die Möglichkeit der Massenproduktion von Stahl und Stahlbeton seit Beginn des 20. Jahrhunderts stellten Holz als Baustoff lange in den Schatten, was größtenteils seinen Beschränkungen durch die natürlichen Wachstumsbedingungen geschuldet war. Flächige Tragstrukturen aus Holz wurden bis zu diesem Zeitpunkt fast ausschließlich durch das Fügen stabförmiger Vollhölzer erzeugt. Diese Skelettbauten zeichnen sich durch eine punktuelle Lastübertragung aus. Beispiele dafür sind die Holzrahmenbauweise, Holzbalkendecken oder Holzfachwerke.

Einen Grundstein für die Wiederetablierung des Baustoffes Holz legten deshalb unter anderem seit 1990 intensive Forschungsarbeiten der Technischen Universität Graz um Gerhard Schickhofer zu massiven, flächigen Holzprodukten¹. Ziel seiner Arbeit war es zunächst, „[...] den Bereich der flächigen Strukturen im Holzbau aufzuarbeiten“. Denn neben dem profanen Einsatz von Vollholz wurde vermehrt an Holzwerkstoffen geforscht, die durch Vergütungsmaßnahmen verbesserte, technologische Eigenschaften im Vergleich zum natürlichen Werkstoff Holz besitzen. Diese Maßnahmen können mechanische und/oder chemische Verfahren sein. Schickhofer gliedert die Holzwerkstoffe in Adaption an Kolb und Epple aus [15] in Vollholz, Lagenholz, Spanholz und Faserholz [3] (Vgl. Abb. 2-1).

In der hier vorliegenden Arbeit liegt der wesentliche Fokus auf dem Brettsperrholz, was nach der zuvor genannten Gliederung dem Lagenholz zuzuordnen ist.

Laut Mestek et al. ist die Verwendung von BSP seit 1998 über verschiedene nationale und zunehmend auch europäische Zulassungen deutscher, österreichischer und schweizer Hersteller geregelt [27]. Seit der Markteinführung hat sich BSP längst zu einem etablierten Bauprodukt entwickelt. 2022 lag die Produktionsmenge in der DACH-Region, Italien und Tschechien bei 1,28

¹ In der Massivbauweise ist in Abgrenzung an die Skelettbauweise in der Regel das gesamte Volumen des Bauteils an der Lastübertragung beteiligt.

Mio. m³. Nach Recherchen von Holzkurier liegt die BSP-Kapazität ab 2024 in Mitteleuropa bei über 2,3 Mio. m³/a [28].

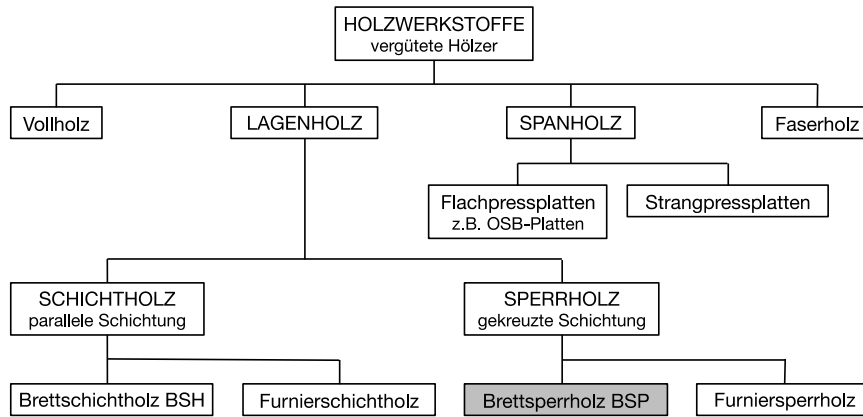


Abb. 2-1: Gliederung vergüteter Holzwerkstoffe in Adaption an Schickhofer [3], bzw. Kolb und Ebble aus [15]

2.2 Produktdefinition

Wallner-Novak et al. beschreiben BSP in [29] als „[...] ein flächiges, massives Holzprodukt für tragende Anwendungen“. Laut dem aktuellen Nationalen Anhang des Eurocode 5-1-1 (EC 5) besteht BSP aus mindestens drei rechtwinklig miteinander **verklebten** Lagen aus Vollholz. Die Bretter einer Lage sind dabei „[...] ohne oder mit einem seitlichen Abstand nicht größer als der Nennbreite der Vollholzlammellen angeordnet“ [30] (Vgl. Abb. 2-2). Erfolgt eine Ausführung ohne Abstand, können die Bretter einer Lage seitlich verklebt ausgeführt werden (Schmalseitenverklebung). Weitere Leistungsmerkmale sind in der zugehörigen Produktnorm (DIN EN 16351:2021-06) [24] definiert.

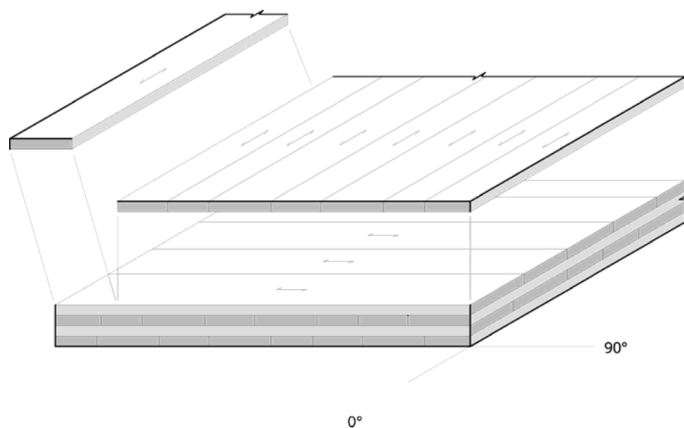
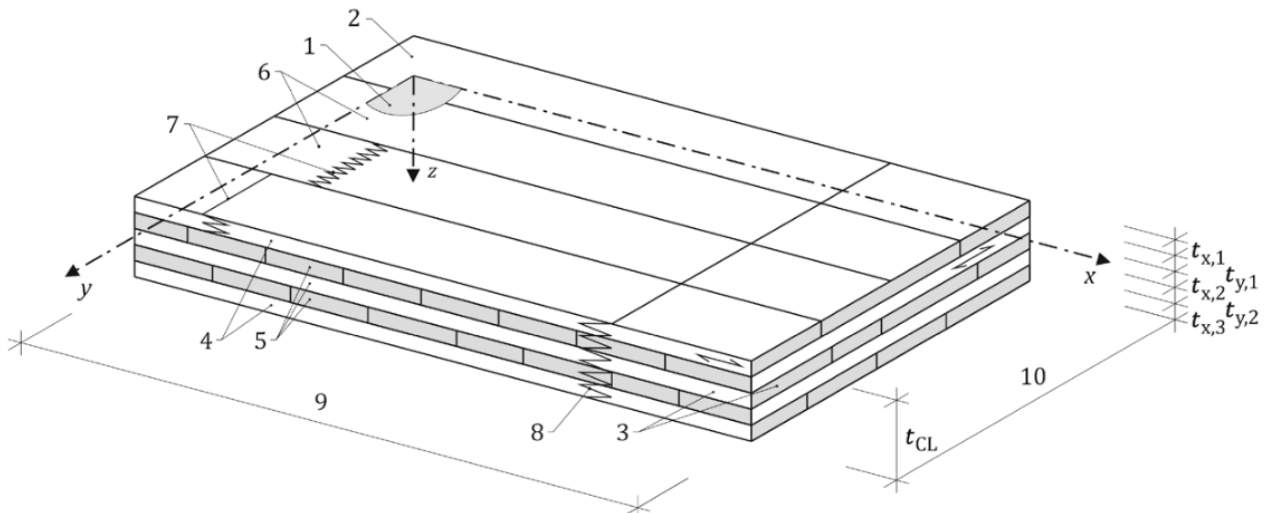


Abb. 2-2: Aufbau von Brettsperrholz (Explosionszeichnung), aus [29]



Abb. 2-3: geklebtes Brettsperrholz, aus [31]

An dieser Stelle werden folgende Begrifflichkeiten eingeführt:



1	Elementebene	7	Keilzinkenstöße in Lamellen
2	Seitenfläche	8	Universal-Keilzinkenstoß
3	Schmalseiten	9	Länge
4	äußere Lagen	10	Breite
5	innere Lagen	$t_{x,i}, t_{y,i}$	Lamellendicke/ Lagendicke
6	Lamellen	t_{CL}	Gesamtdicke

Abb. 2-4: Aufbau und Begrifflichkeiten des BSP-Elements, modifiziert aus [24]

Die Verklebung der einzelnen Lagen wird in der Regel als unnachgiebig angesehen. Die Steifigkeits- sowie Spannungsberechnungen werden nach der Verbundtheorie mit starrem Verbund durchgeführt [30].

Produkte nach dieser Definition „[...] werden als **großflächige Platten- und Scheibenelemente** oder als Biegeträger in den Nutzungsklassen 1 oder 2 nach DIN EN 1995-1-1: 2010-12 verwendet“ [32]. Einsatzbereiche sind demnach Decken- oder Dachkonstruktionen, tragende und/oder aussteifende Wandkonstruktionen sowie wandartige Träger oder Balken. Elemente für diese Anwendungen wiegen rund ein Fünftel von vergleichbaren Ausführungen aus Stahlbeton (Vgl. [33]). BSP-Elemente zeichnen sich zudem durch einen hohen Vorfertigungsgrad aus [34]. Aus Abb. 2-5 kann ein Eindruck über die baustellenseitige Anlieferung eines BSP-Wandelements mit bereits eingefügten Öffnungen gewonnen werden.



Abb. 2-5: Baustellenseitige Anlieferung eines Wandelements aus BSP.
Foto: Brüninghoff, aus [6]

2.3 Nachgiebig verbundenes Brettsperrholz

Abweichend von dem zuvor erwähnten geklebten Produkt (Vgl. 2.2), hält der Markt auch mechanisch verbundenes Brettsperrholz bereit. Bei Konstruktionen dieser Art werden die einzelnen Lagen nicht verklebt, sondern mit Nägeln oder über Dübel verbunden. Es werden nachfolgend ausgewählte Beispiele aufgezeigt (Abb. 2-6, Abb. 2-7).

Genageltes Brettsperrholz

Beispiel: *MHM - Wandelement*
Verbindungsmittel: Aluminiumnägel
ETA-15/0760

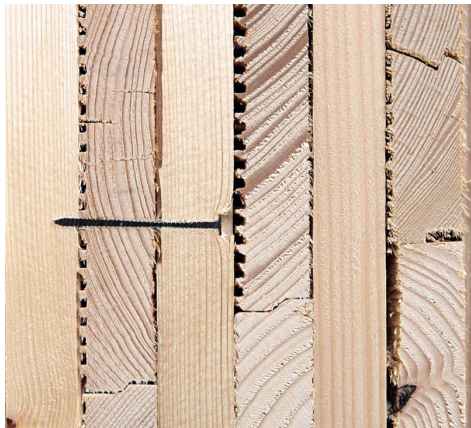


Abb. 2-6: Schnitt durch ein MHM-Wandelement, aus [35]

Gedübeltes Brettsperrholz

Beispiel: *NUR-HOLZ Vollholzelemente*
Verbindungsmittel: Vollholzschrauben aus Buche
ETA-11/0338



Abb. 2-7: Schnitt durch ein *NUR-HOLZ* Vollholzelement, aus [36]

Essenziell bei diesen Produkten ist jedoch, dass die stabförmigen Verbindungsmittel je nach Abmessung und Material in einem mitunter wesentlich nachgiebigeren Verbund zwischen den Lagen resultieren. Aufgrund dessen weisen diese Elemente geringe Biege- und Schubsteifigkeiten auf.

2.4 Aktuelle Forschung

Die durch die Klimakrise bedingte Notwendigkeit des Suchens nach alternativen Bauweisen (Vgl. 1.1) sowie ein enormer Nachholbedarf an wissenschaftlicher Tätigkeit im Bereich Holzbau (Vgl. 2.1) sind nur zwei Katalysatoren für intensive Forschung und Innovationslust in der Gegenwart. Insbesondere die Weiterentwicklung bzw. Optimierung von BSP ist Gegenstand zahlreicher Forschungsprojekte.

Beispiel für ein aktuelles Forschungsprojekt ist die Entwicklung eines material- und energieeffizienten Holzbausystems aus Laub- und Nadelholz (*LaNaSys*) des Verbunds *TUM.wood*.

Nach eigenen Angaben wollen die Forschenden ressourcen-optimierte Brettsperrholzbauteile entwickeln, „[...] unter der Verwendung von bisher stofflich nicht genutzten Laubholzsortimenten für die Mittellagen“. Die Bauteile sollen außerdem über Brandstopp-Lagen aus modifiziertem Cottonid verfügen sowie Hohlräume aufweisen, welche für die Installation von Spannlitzen und/oder TGA genutzt werden sollen [37].

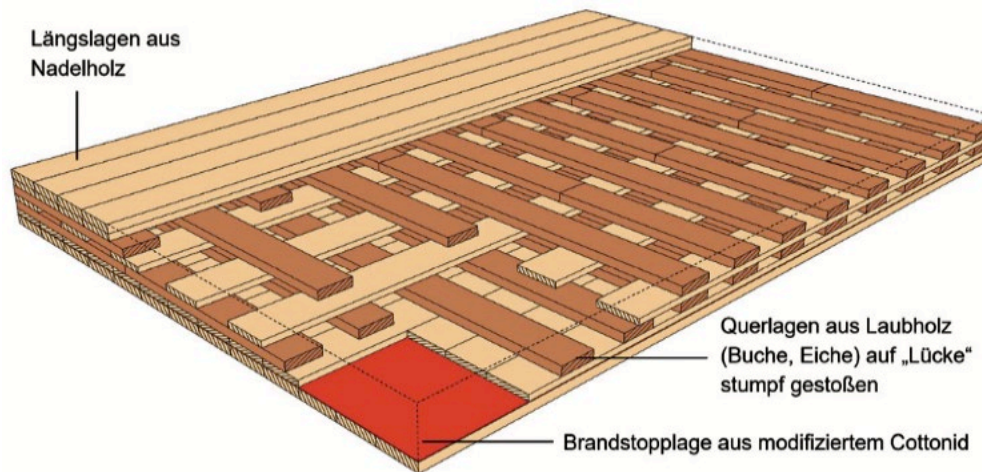


Abb. 2-8: Schnittperspektive des Schichtaufbaus eines LaNaSys-Deckenelements, aus [5]

Es bleibt zu erwähnen, dass auch BSP-Produkte mit diagonal angeordneten Schichten auf dem Markt verfügbar und ebenfalls seit einiger Zeit Gegenstand der Holzforschung sind. Produkte dieser Art werden aus Komplexitätsgründen in dieser Arbeit nicht behandelt.

Der Begriff Brettsperrholz wird im Verlauf der Arbeit als „Schirmbegriff“ für jegliche, zum Teil schon vorgestellte Arten von BSP verwendet. Bezieht sich ein Abschnitt auf eine bestimmte Ausführung, wird dies explizit erwähnt (dann z.B. „genageltes BSP“).

2.5 Stand der Normung

Trotz des rasant wachsenden Marktanteils (Vgl. 2.1) werden die produktspezifischen Eigenschaften von BSP zum jetzigen Zeitpunkt nur auf der Grundlage technischer Zulassungen (abZ oder ETA) geregelt und sind nicht Gegenstand der Norm [29].

Nach offiziellen Angaben der Europäischen Kommission wird die 2. Generation der Eurocodes am 30.09.2027 veröffentlicht [38]. Laut Dietsch und Winter wird die Bemessung von BSP Teil des neuen EC 5 sein [39]. Das bezieht sich jedoch auf das Design von geklebtem Brettsperrholz nach DIN EN 16351:2021-06, wie in 2.2 beschrieben.

Gemäß Brandner et al. ist eine der wichtigsten Voraussetzungen für eine weiterführende, weltweite Etablierung eine standardisierte Produktdefinition, die Bemessungsgrundlagen definiert und harmonisiert. Die charakteristischen Eigenschaften von BSP sollten auf Basis der Theorie der Flächentragwerke zuverlässig vorhergesagt werden können. Von besonderem Interesse seien Modelle für Plattenbiegung, Zug und Druck parallel zur Faser und **Schub in der Ebene** [34]. Insbesondere Steifigkeiten und Widerstände unter diesem zuletzt angesprochenen Belastungsszenario sind von Bedeutung, um Wände aus BSP für die horizontale Gebäudeaussteifung zu bemessen.

Die DIN EN 16351:2021-06 legt die Bestimmungen hinsichtlich der Leistungsmerkmale von geklebtem Brettsperrholz fest. Es heißt darin, dass Festigkeits-, Steifigkeits- und Rohdichte-Eigenschaften sowie Widerstände und Steifigkeiten von BSP durch Bauteilversuche verifiziert werden müssen [24]. Der Anhang C liefert dabei verschiedene Prüfverfahren in Abhängigkeit der zu ermittelnden Merkmale.

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Brettsperrholz unter Schubbeanspruchung in Scheibenebene. Zur Nachvollziehbarkeit werden im folgenden Kapitel die mechanischen Grundlagen des Werkstoffes Holz sowie der Scheibentheorie dargelegt. Im Anschluss daran werden die erläuterten Prinzipien auf die Tragwirkung von BSP bezogen.

3 Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel werden wichtige theoretische Grundlagen dargelegt, auf welchen das Forschungsvorhaben dieser Arbeit basiert. Insbesondere die Mechanik flächiger Verbundbauteile aus Holz ist maßgeblich dem Werk von Lischke (1985) [40] entnommen.

3.1 Orthotroper Werkstoff Holz

Holz als Baustoff ist in seinen werkstoffspezifischen Eigenschaften maßgeblich bestimmt durch die natürlichen Wuchsbedingungen der Bäume. Insbesondere die faserartige Anordnung der Holzzellen parallel zur Wuchsrichtung sowie der radiale, saisonal bedingte Aufbau der Stämme bedingt diese so genannte Anisotropie.

Wie Lischke in [40] erläutert, gehen maßgebliche Überlegungen zur Beschreibung des anatomischen Aufbaus von Holz auf Horig [41] zurück, welcher in Anlehnung an die grundlegende Arbeit von Voigt [42] die drei aufeinander senkrecht stehenden anatomischen Hauptachsen in der gegenwärtig üblichen Art und Weise definiert (Vgl. Abb. 3-1). Dieser spezielle Fall der Anisotropie wird in der Materialkunde als orthogonale Anisotropie bzw. **Orthotropie** bezeichnet [43].

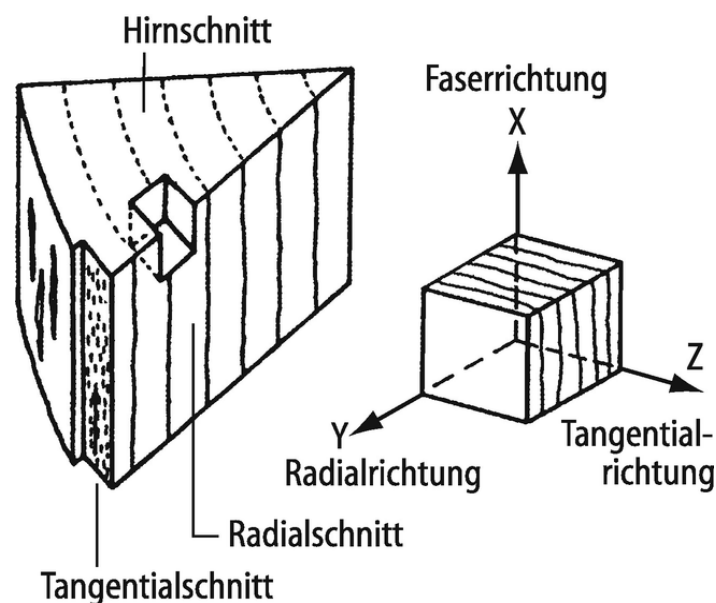


Abb. 3-1: Schnittflächen im Stamm und anatomische Hauptachsen am Würfелеlement, aus [16]

Laut Lischke wird das Grundmaterial Holz zur Berechnung der Werkstoffkennwerte als homogen angesehen. Darüber hinaus besteht zwischen Spannung und Formänderung ein linearer Zusammenhang (Hooke'sches Werkstoffgesetz). Diese Annahme ist jedoch nur für einen Hauptbestandteil von Holz, der Zellulose, zutreffend:

„Trotzdem kann Holz als Grundmaterial von Brettlagenholz als weitgehend elastisch angesehen werden, weil die Spannungen bei Flächentragwerken aus Brettlagenholz im Regelfall klein sind bezogen auf die Festigkeiten, und weil die Kennwerte des Verbundwerkstoffes überwiegend durch die Steifigkeit in Faserlängsrichtung geprägt werden.“ [40]

Das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz lautet in symbolischer Form:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \quad (3-1)$$

Die invertierte Form lautet:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{S} \cdot \boldsymbol{\sigma} \quad (3-2)$$

mit:

- $\boldsymbol{\varepsilon}$ Verzerrungsvektor
- \mathbf{C} Steifigkeitsmatrix
- \mathbf{S} Nachgiebigkeitsmatrix
- $\boldsymbol{\sigma}$ Spannungsvektor

Die zuvor erwähnte Materialsymmetrie der Orthotropie führt zu einer erheblichen Vereinfachung der Materialparameter. Die Gleichungen (3-1) und (3-2) können unter diesen Voraussetzungen in der Voigt'schen Notation wie folgt beschrieben werden [43]:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{21} & C_{31} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{32} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} \quad (3-3)$$

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{21} & S_{31} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{32} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} \quad (3-4)$$

mit:

ε_{ii}	Dehnungen
γ_{ij}	Gleitungen
S_{ij}	Nachgiebigkeiten
σ_{ii}	Spannungen senkrecht zur Fläche (Normalspannungen)
τ_{ij}	Spannungen parallel zur Fläche (Schubspannungen)

Mit $S_{ij} = S_{ji}$ kann das Materialverhalten demnach durch neun unabhängige Parameter beschrieben werden. Die Indizes können auch gemäß den Hauptachsen (Vgl. Abb. 3-1) vergeben werden. Unter Verwendung der Ingenieurkonstanten Elastizitätsmoduln (E_{ij}), Schubmoduln (G_{ij}) sowie der Querkontraktionszahlen (ν_{ij}) (auch Poissonzahlen) kann die Gleichung (3-4) dann auch wie folgt ausgedrückt werden [43]:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_y} & -\frac{\nu_{xz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{yx}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{zx}}{E_x} & -\frac{\nu_{zy}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{zx}} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{pmatrix} \quad (3-5)$$

Zwischen den Ingenieurkonstanten kann folgender Zusammenhang hergeleitet werden [43]:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3-6)$$

Für die Ingenieurpraxis ist eine Berechnung mit sechs verschiedenen, richtungsabhängigen Moduln unhandlich. Im Holzbau werden deshalb vereinfachend die Eigenschaften in tangentialer und radialer Richtung generalisiert. Auf diese Weise verringert sich die Anzahl der Moduln auf drei:

E_0	Elastizitätsmodul in Faserrichtung
-------	------------------------------------

E_{90} Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung

G Schubmodul

Die Nachgiebigkeitsmatrix simplifiziert sich damit weiter erheblich auf die Einträge der Hauptdiagonalen:

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{0,\text{mean}}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{E_{90,\text{mean}}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{E_{90,\text{mean}}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\text{mean}}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\text{mean}}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\text{mean}}} \end{bmatrix} \quad (3-7)$$

Der anisotrope Baustoff wird so für praktische Zwecke hinreichend genau auf einen quasi-isotropen Baustoff zurückgeführt. Es besteht jedoch dabei kein Zusammenhang zwischen E, G und ν [44].

3.2 Scheiben

Der zuvor dargelegte Zusammenhang (Gl. (3-3)-(3-5)) ist speziell für räumliche, orthotrope Probleme der Elastizitätstheorie gültig. Für die Betrachtung dünnwandiger Flächentragwerke in der Ingenieurtechnik lassen sich jedoch oftmals die dreidimensionalen Problemstellungen auf zwei Dimensionen reduzieren [43].

3.2.1 Schnittgrößen am Scheibenrand

Flächentragwerke, deren Hauptbelastung in der Flächenebene liegt, werden in der Tragwerkslehre als Scheiben bezeichnet. Es wird bei der Betrachtung dann vereinfachend angenommen, dass die Belastungen gleichmäßig über die Dicke der Scheibe t verteilt sind. Die gängigste baupraktische Anwendung dafür sind Wände. Die Spannungen und Schnittgrößen eines Scheibenelements werden wie folgt definiert:

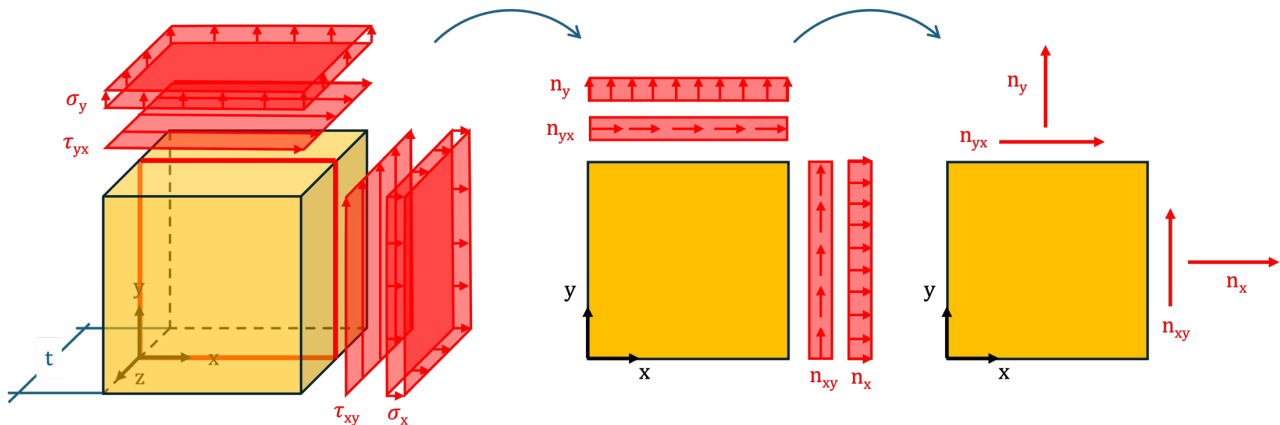


Abb. 3-2: Spannungen und Schnittgrößen am Scheibenrand (eigene Darstellung)

mit:

$$n_x = \sigma_x \cdot t \quad (3-8)$$

$$n_y = \sigma_y \cdot t \quad (3-9)$$

$$n_{xy} = n_{yx} = \tau_{xy} \cdot t = \tau_{yx} \cdot t \quad (3-10)$$

Mit den Gleichungen (3-8)-(3-10) kann nun die Elastizitätsbeziehung einer orthotropen Scheibe analog zu Gleichung (3-3) wie folgt ausgedrückt werden:

$$\begin{pmatrix} n_x \\ n_y \\ n_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} D_x & C_{yx} & 0 \\ C_{xy} & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_{xy} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (3-11)$$

D_x und D_y werden dabei als Dehnsteifigkeiten bezeichnet. Die Dehnungen in x- und y-Richtung sind dabei abhängig voneinander, was durch den Steifigkeitsterm $C_{xy} = C_{yx}$ erkennbar wird. D_{xy} wird als **Scheibenschubsteifigkeit** bzw. vereinfacht als Scheibensteifigkeit identifiziert. Sie koppelt unabhängig von den anderen Schnittgrößen den Scheibenschub n_{xy} an die Schubverformung γ_{xy} . Die Beziehung wird nachfolgend isoliert:

$$n_{xy} = D_{xy} \cdot \gamma_{xy} \quad (3-12)$$

3.2.2 Spannungstransformation und Hauptspannungen

Im Folgenden wird die Transformation des ebenen Spannungszustandes in ein gedrehtes Koordinatensystem dargelegt.

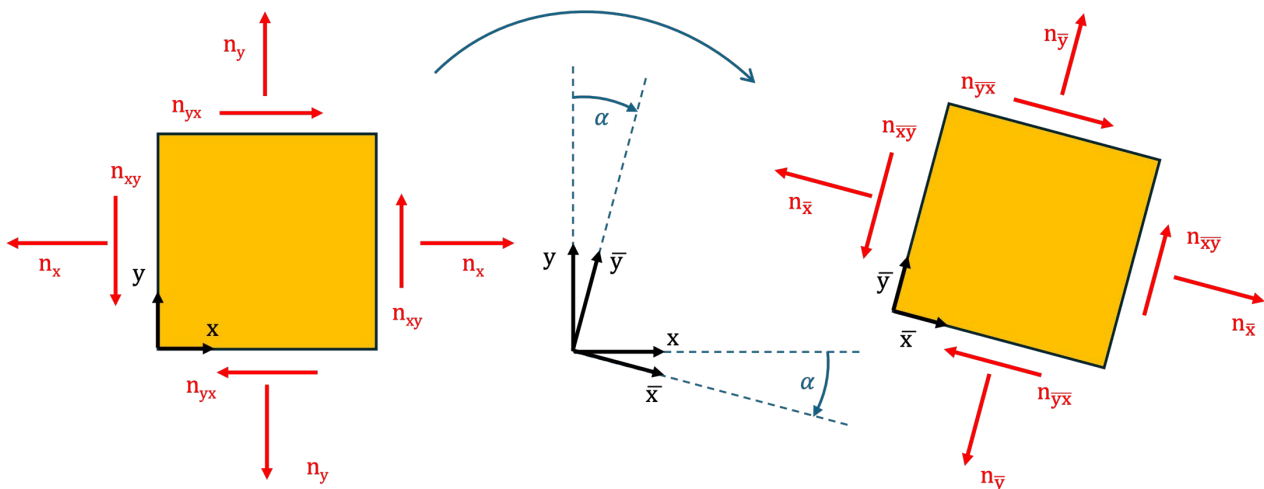


Abb. 3-3: Spannungstransformation: Ausgangszustand (links), Drehung um den Winkel α (rechts), adaptiert aus [13]

Die Spannungen im um den Winkel α gedrehten Koordinatensystem ergeben sich zu:

$$n_{\bar{x}} = n_x \cos^2 \alpha + n_y \sin^2 \alpha + 2 n_{xy} \sin \alpha \cos \alpha \quad (3-13)$$

$$n_{\bar{y}} = n_x \sin^2 \alpha + n_y \cos^2 \alpha - 2 n_{xy} \sin \alpha \cos \alpha \quad (3-14)$$

$$n_{\bar{x}\bar{y}} = (-n_x + n_y) \sin \alpha \cos \alpha + n_{xy} (\cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha) \quad (3-15)$$

Die Gleichungen werden auch als Transformationsgleichungen der elementaren Festigkeitslehre bezeichnet und können z.B. [45] entnommen werden. Mit ihnen können die Spannungen für jeden beliebigen Winkel α ermittelt werden. Es gibt im ebenen Spannungszustand stets eine Ausrichtung, in welcher die Schubspannungen $n_{xy} = n_{yx}$ zu null werden. Man spricht dann von der Hauptrichtung α^* . Die zugehörigen, verbleibenden Normalspannungen n_I und n_{II} in dieser Konfiguration werden als Hauptspannungen definiert. Sie finden in dieser Ausrichtung ein Maximum bzw. Minimum.

Die Hauptspannungen lassen sich mit folgender Formel berechnen:

$$n_{I,II} = \frac{n_x + n_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{n_x - n_y}{2}\right)^2 + n_{xy}^2} \quad (3-16)$$

Die Hauptrichtung ergibt sich zu:

$$\tan 2\alpha^* = \frac{2 \cdot n_{xy}}{n_x - n_y} \quad (3-17)$$

Auch diese Formeln können in einschlägiger Fachliteratur wie z.B. [13] nachvollzogen werden.

Im Spannungskreis nach Mohr können diese Zusammenhänge grafisch illustriert werden:

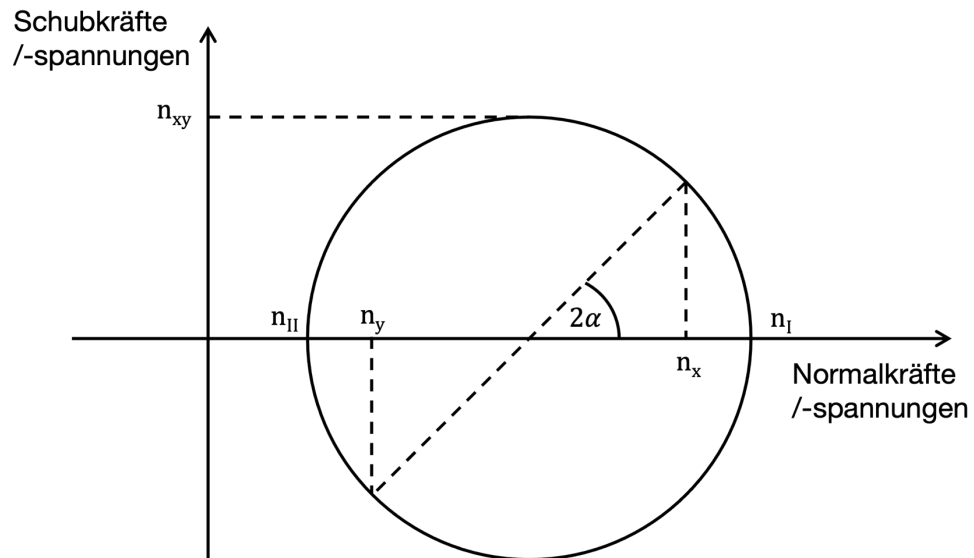


Abb. 3-4: Mohr'scher Spannungskreis, adaptiert aus [13]

4 Scheibenschub von Brettsperrholz

Nach Vorstellung des thematisierten Bauproduktes und einer Einführung in die theoretischen Grundlagen folgt nun ein Einblick in das produktspezifische Tragverhalten.

4.1 Scheibenschubsteifigkeit

Schmalseitenverklebtes BSP

Die Ermittlung der Scheibenschubsteifigkeit (Vgl. Gl. (3-12)) für BSP ist im nationalen Anhang der aktuellen DIN EN 1995-1-1 (EC5) [30] geregelt. Für **verklebtes BSP mit Schmalseitenverklebung** errechnet sich die Scheibensteifigkeit aus der Summe der Schubsteifigkeiten der einzelnen Lagen:

$$D_{xy} = \sum G_i \cdot t_i \quad (4-1)$$

mit:

D_{xy}	Scheibenschubsteifigkeit des Bauteils
G_i	Schubsteifigkeit der Einzellage ($G_{\text{mean},i}$)
t_i	Dicke der Einzellage
i	Laufindex über die Lagen

Seitenflächenverklebtes BSP

Verklebtes BSP ohne Schmalseitenverklebung ist infolge Schubbelastung in Scheibenebene wesentlich nachgiebiger. Gemäß [30] ist die Scheibensteifigkeit hier mit lediglich 25% derer mit verklebten Schmalseiten anzunehmen:

$$D_{xy} = \frac{1}{4} \sum G_i \cdot t_i \quad (4-2)$$

Wie aus dem Hooke'schen Werkstoffgesetz und seiner invertierten Form (Vgl. 3.1) hervorgeht, können die jeweiligen Steifigkeiten als Kehrwerte der Nachgiebigkeiten angesehen werden.

Nachgiebig verbundenes BSP

Zur Ermittlung der Scheibensteifigkeit von **nachgiebig verbundenem BSP** (Vgl. 2.3) werden deshalb gemäß [30] die Nachgiebigkeiten der Bretter sowie der Verbindungsmittel aufsummiert:

$$\frac{1}{D_{xy}} = \frac{e_x \cdot e_y}{\sum K_{\varphi,i}} + \frac{e_x}{\sum (G_i \cdot t_{i,y}) \cdot b_x} + \frac{e_y}{\sum (G_i \cdot t_{i,x}) \cdot b_y} \quad (4-3)$$

mit:

e_x, e_y	Abstand der Brettmittelachsen benachbarter Lamellen einer Lage (in x- und y-Richtung)
$K_{\varphi,i}$	Drehfedersteifigkeit in der Fuge
b_x, b_y	Breite der Einzellagen (in x- und y-Richtung)
i	Laufindex der Lagen
D_{xy}, G_i, t_i, i	Vgl. Gl. (4-1)

Für nachgiebig verbundenes BSP mit Lagen aus identischen Brettern und bei Vernachlässigung des Einflusses der Fugenbreite vereinfacht sich Gleichung (4-3) wesentlich:

$$\frac{1}{D_{xy}} = \frac{e^2}{\sum K_{\varphi,i}} + \frac{4 \cdot n}{n^2 - 1} \cdot \left(\frac{1}{G \cdot t} \right) \quad (4-4)$$

4.2 Tragverhalten

Um das elastische Tragverhalten (Verformungen und Spannungen) von BSP unter einer gleichmäßigen Scheibenschubbeanspruchung theoretisch nachvollziehen zu können, haben Bogensperger et al. der TU Graz ein mechanisches Modell entwickelt [9].

Dabei wird zunächst ein so genanntes repräsentatives Volumenelement (RVE) definiert, das den Schnittpunkt zwischen orthogonalen Platten über die gesamte Dicke des BSP-Elements darstellt. Das RVE kann nun in Richtung der Plattendicke weiter minimiert werden: Das repräsentative Volumen-Sub-Element (RVSE) besteht dabei aus zwei orthogonal benachbarten Brett Ausschnitten, die jeweils nur halb so dick sind wie die ursprünglichen Lagen (Vgl. Abb. 4-1).

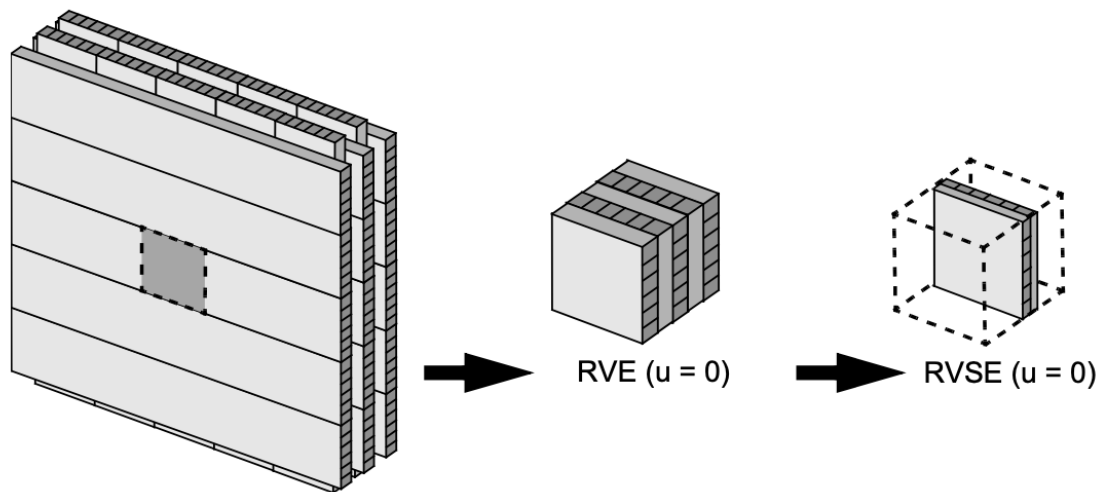


Abb. 4-1: Darstellung des BSP-Elements und Isolierung der repräsentativen Volumenelemente, aus [9]

Zum besseren Verständnis des Lastabtragungsverhaltens können nun die Scherspannungen am RVSE angetragen werden. In der nachfolgenden Abbildung wird dies für BSP ohne Schmalseitenverklebung dargestellt (Abb. 4-2(a)). Die Schubeinleitung erfolgt dabei aufgrund der nicht vorhandenen Schmalseitenverklebung ausschließlich über die Schnitte. Der entstandene Spannungszustand kann nun gemäß den Autoren in zwei fundamentale Mechanismen aufgeteilt werden.

1. *fundamentaler Mechanismus*: reiner Schub mit voller Scherkraftübertragung an allen Schmalseiten beider Bretter (Abb. 4-2(b)).
2. *fundamentaler Mechanismus*: lokale Spannungsumverteilung durch Torsion zwischen den benachbarten Brettern (Abb. 4-2(c)) [46].

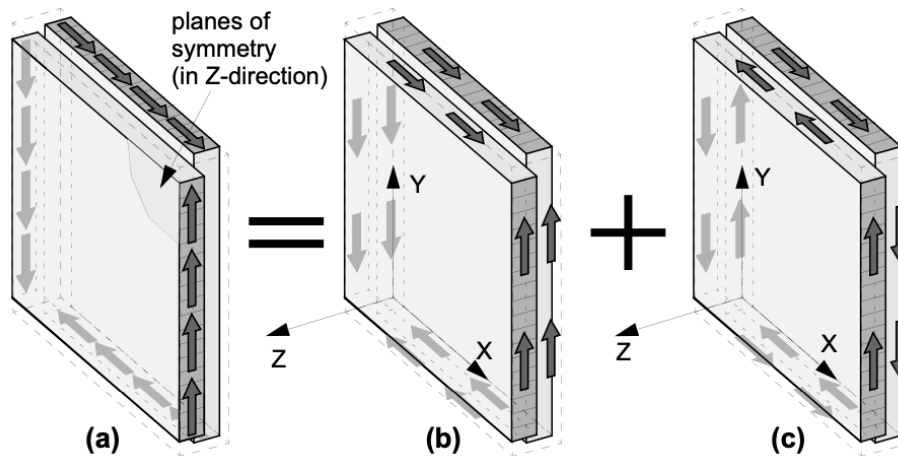


Abb. 4-2: Superposition der Lastabtragungsmechanismen am RVSE, aus [9]
 a) Netto-Schub
 b) Brutto-Schub
 c) Torsion

4.3 Versagensmechanismen

Auf Grundlage der Veranschaulichung der Spannungsbilder (Vgl. Abb. 4-2) lassen sich nun die daraus resultierenden Versagensmechanismen definieren.

4.3.1 Brutto-Schubversagen

Bei einem Brutto-Schubversagen versagt das Bauteil global auf Schub. Das bedeutet, ein Scherversagen parallel zur Faser tritt in allen Schichten auf. Damit dieser Versagensmechanismus eintritt, müssen die Schubspannungen zwischen den benachbarten Brettern übertragen werden, was eine Schmalseitenverklebung voraussetzt. Die Lagen müssen darüber hinaus rissfrei sein. Die Scherspannungen sind dann konstant über den gesamten Querschnitt verteilt (Vgl. Abb. 4-2(b)).

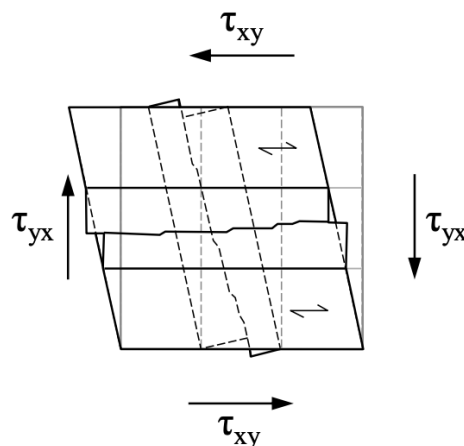


Abb. 4-3: Brutto-Schubversagen, aus [12]

4.3.2 Netto-Schubversagen

Ein Bruch infolge Netto-Schubs beinhaltet entgegen 4.3.1 das Versagen quer zur Faser, wie aus Abb. 4-4 deutlich wird. Alle parallelen Lagen versagen dabei in einer Ebene. Dieser Mechanismus kann deshalb nur auftreten in Ebenen, bei denen die orthogonal angeordneten Lagen eine unverklebte Fuge oder einen Riss parallel zur Faser aufweisen. Diese Versagensart resultiert demnach aus dem Lastabtragungsmechanismus Abb. 4-2(a).

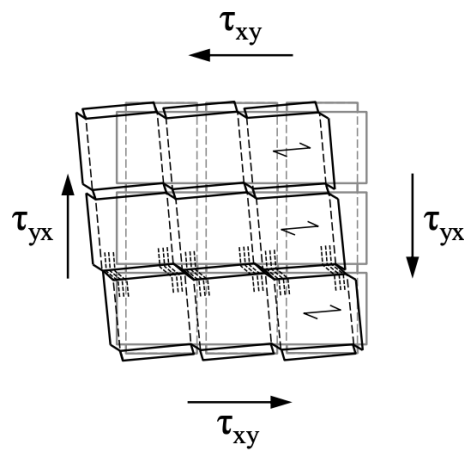


Abb. 4-4: Netto-Schubversagen, aus [12]

4.3.3 Torsionsversagen

Bei einem Torsionsversagen analog zum Lastabtragungsmechanismus Abb. 4-2(c) versagt die Verbundfläche der orthogonal benachbarten Bretter. Die Holzlamellen erleiden dabei keinen Bruch. Dieser Versagensmechanismus ist beispielsweise bei nachgiebig verbundenem BSP zu erwarten.

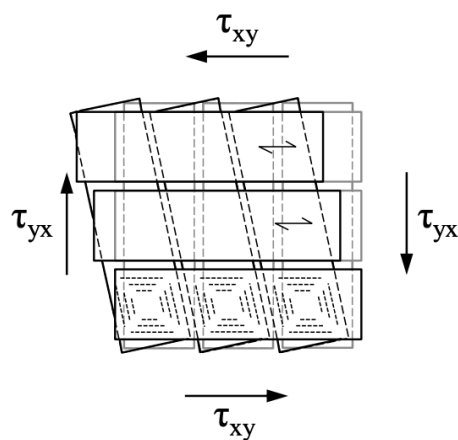


Abb. 4-5: Torsionsversagen, aus [12]

4.4 Anerkannte Scheibenschubkenngrößen

Jeder der zuvor beschriebenen Versagensmechanismen geht mit einer charakteristische Festigkeit $f_{v,k}$ einher. Je nach Festigkeitsklasse des eingesetzten Holzes, Abmessung der Lamellen sowie Verbund ist das zu bemessende BSP-Element gegen das zu erwartende Versagen nachzuweisen. Für die auf dem Markt erhältlichen Produkte sind die Kenngrößen den zugehörigen technischen Zulassungen (abZ oder ETA) zu entnehmen. Die dort angegebenen Werte sind in der Regel durch Bauteilprüfungen ermittelt. Für BSP nach DIN EN 16351:2021-06 [24] (Vgl. 2.2) werden in der kommenden Generation des EC 5 harmonisierte Kenngrößen aufzufinden sein. Gemäß Dietsch et al. [47] ist bei Beanspruchung von BSP in Scheibenebene dabei zumeist der Nachweis auf Nettoschub maßgebend. Die zugehörige Festigkeit kann demnach angesetzt werden zu:

$$f_{v,xy,net,k} = f_{v,yx,net,k} = 5,5 \text{ N/mm}^2 \quad (4-5)$$

Nach Brandner et al. [12] ist neben dem Nachweis auf Nettoschub auch der Nachweis der Torsionsspannungen zu erbringen. Dieser Nachweis ist jedoch nur zu führen, wenn das Verhältnis der Lamellenbreite zur Lamellenhöhe $b_L/t_L \leq 4$ beträgt. Die Torsionsfestigkeit beträgt:

$$f_{v,tor,k} = 2,5 \text{ N/mm}^2 \quad (4-6)$$

Das zugehörige Scheibenschubmodul wird laut [47] angegeben sein mit:

$$G_{xy,net,mean} = G_{yx,net,mean} = G_{tor,mean} = \min \left\{ \frac{650}{1 + 2,6(t_L/b_L)} [\text{N/mm}^2] \right. \quad (4-7)$$

Auf die Angabe der Eigenschaften von BSP auf Bruttoschub wird Dietsch et al. zufolge verzichtet, da Produkte mit den dafür notwendigen Voraussetzungen (tragende Schmalseitenverklebung und vollständige Rissfreiheit) gegenwärtig nicht auf dem Markt erhältlich sind [47]. Darüber hinaus ist eine Ermittlung dieser Werte zu diesem Zeitpunkt noch Gegenstand der Forschung. Brandner et al. schlagen auf Grundlage von nachfolgend näher erläuterten Bauteilversuchen jedoch folgende Werte vor [12].

Brutto-Scheibenschubfestigkeit:

$$f_{v,xy,gross,k} = f_{v,yx,gross,k} = 3,5 \text{ N/mm}^2 \quad (4-8)$$

Brutto-Scheibenschubmodul:

$$G_{xy,gross,mean} = G_{yx,gross,mean} = 650 \text{ N/mm}^2 \quad (4-9)$$

4.5 Prüfverfahren

Einige Prüfverfahren, die Scheibenschubeigenschaften von BSP-Elemente betreffen, sind in der aktuellen DIN EN 16351:2021 im Anhang C gelistet [24]. Das schließt jedoch nicht aus, dass auch andere anerkannte Testmethoden und -aufbauten existieren.

Grundsätzlich können die Prüfverfahren in großformatige (*full scale*) und kleinformatische (*single node*) Verfahren gegliedert werden. Die kleinformatischen Versuche dienen dazu, spezifische gewünschte Versagensmechanismen (Vgl. 4.3) zu erfassen und beobachten. Es ist damit jedoch nicht möglich, den potenziellen Einfluss von Systemeffekten zu erfassen [48]. In Abb. 4-6 sind gängige kleinformatische Testmechanismen dargestellt.

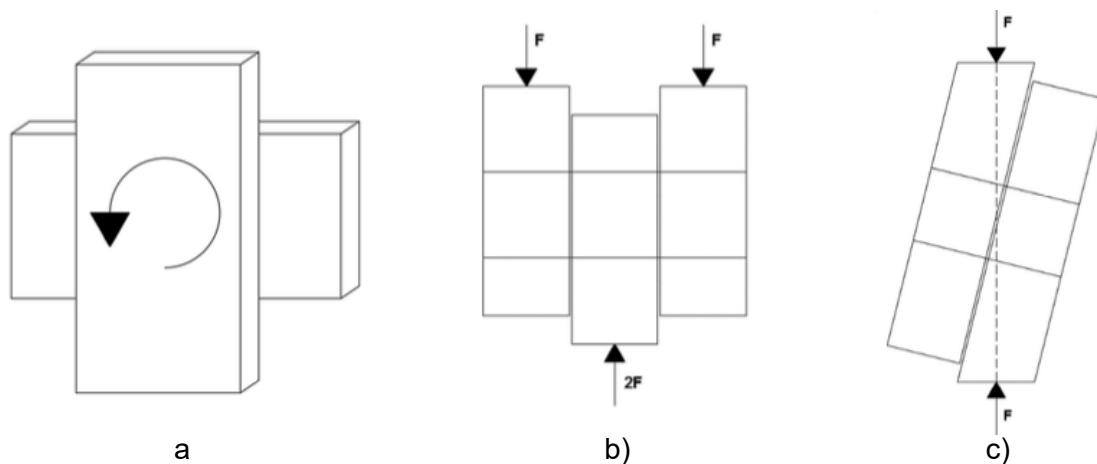


Abb. 4-6: Schematische Darstellungen gängiger kleinformativer Testverfahren, aus [7]
a) Testprinzip für Torsionsversagen nach Jöbstl et al. (2004) [17]
b) Testprinzip für Netto-Schubversagen nach Jöbstl et al. (2008) [18]
c) Testprinzip für Netto-Schubversagen und Torsionsversagen nach Brandner et al. (2013) [19]

Lediglich das Verfahren Abb. 4-6(a) ist dabei Gegenstand der Norm [24].

Serrano fasst in [48] zusammen, dass die existierenden kleinformativen Prüfverfahren nicht in der Lage sind, die Brutto-Schubfestigkeit zu testen, geschweige denn ein gleichmäßiges Schubfeld zu erzeugen, welches für die Nachvollziehung des Tragverhaltens von z.B. aussteifenden Wänden notwendig wäre.

Es wird deshalb nachfolgend ein Überblick über die großformatigen Prüfvorrichtungen gegeben.

4.5.1 Bisherige Bestrebungen

Seit ca. 2000 gab es einige Bestrebungen, großformatige Prüfvorrichtungen bzw. -verfahren für das Testen des Tragverhaltens von BSP unter Scheibenschub zu entwickeln (z.B. [49]).

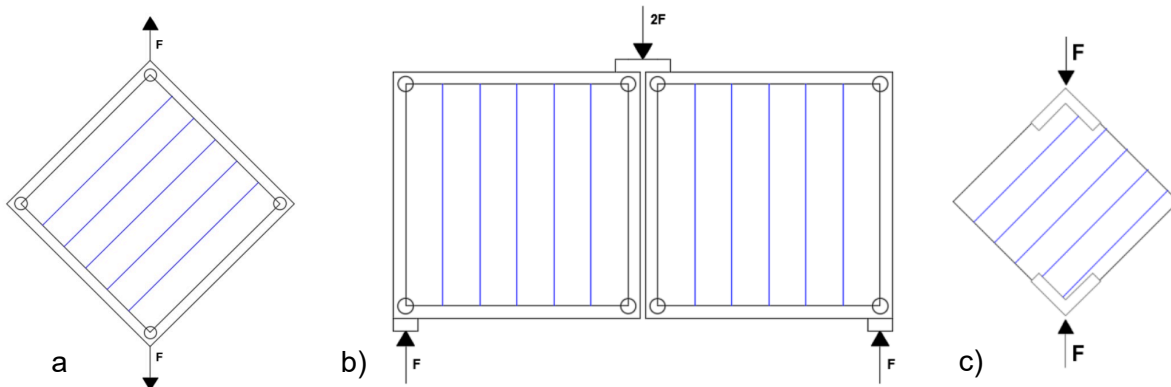


Abb. 4-7: Schematische Darstellungen einiger großformatiger Testverfahren, aus [7]

- a) Rahmenversuch nach Bosl (2002) [49]
- b) Rahmenversuch nach Bogensperger et al. (2007) [50]
- c) Diagonaldruckversuch nach Andreolli et al. (2012) [51]

4.5.2 Verfahren nach Kreuzinger/Sieder

2013 stellen Kreuzinger und Sieder ein Prüfverfahren vor, welches nach eigenen Angaben die einfache Prüfung eines repräsentativen Bauteilquerschnittes schafft [52]. Das Verfahren wurde von Brandner et al. erprobt und analysiert [53] und schließlich für die Aufnahme in die DIN EN 16351 empfohlen [12]. Dieses Verfahren wird in der aktuellen DIN EN 16351:2021-06, C.3.2 [24] als großformatige Prüfvorrichtung für die Ermittlung von Scheibenschubkenngrößen geführt.

Bei diesem Verfahren werden säulenförmige Rechteckproben, die im 45° -Winkel zur Hauptorientierung der BSP-Elemente ausgeschnitten sind (Vgl. Abb. 4-8), auf Druck belastet. Der Aufbau des Testverfahrens ist Abb. 4-9 zu entnehmen.

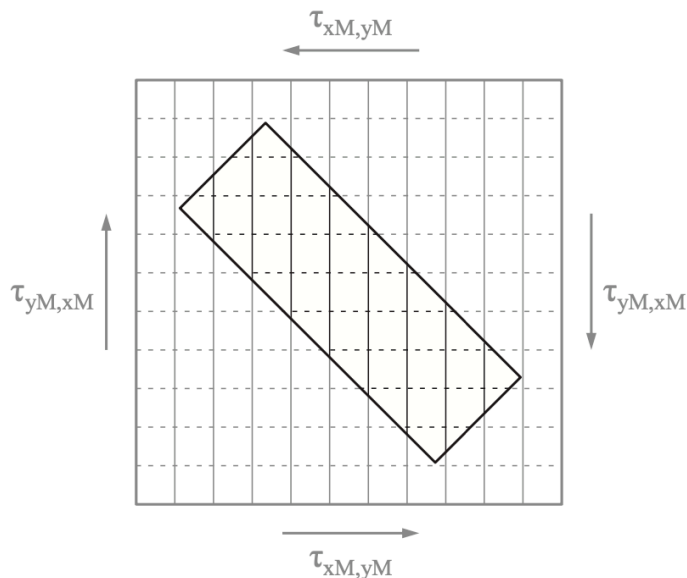


Abb. 4-8: Ausschnitt des Prüfkörpers aus dem BSP-Wandelement, aus [12]

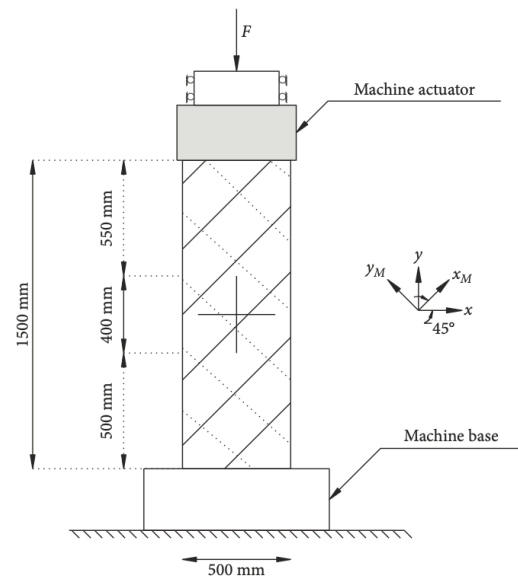


Abb. 4-9: Aufbau der Prüfvorrichtung nach Kreuzinger/Sieder, aus [46]

Dieses großformatige Prüfverfahren erfährt in diesem Kontext gegenwärtig die größte Anerkennung und entspricht dem ingenieurtechnischen Stand der Technik. Die zugrundeliegende Theorie und die Funktionsweise werden deshalb nachfolgend dargelegt. Für den ursprünglichen Bericht wird auf Quelle [52] verwiesen. Eine ausführliche Dokumentation inklusive Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen findet sich in [53] und [12]. Die teils englische Notation aus den Abbildungen wird hier übernommen.

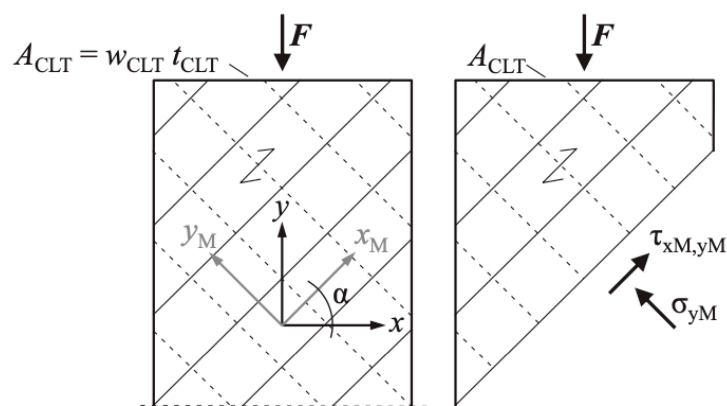


Abb. 4-10: Darstellung des Systems links und des inneren Spannungszustands im Schnitt rechts, aus [12]

Aus der in Abb. 4-10 dargestellten Situation lassen sich die Hauptspannungen des differentiellen Stützenschnitts wie folgt definieren:

$$\sigma_x = 0 = \sigma_I; \sigma_y = -\frac{F}{A_{CLT}} = \sigma_{II} \quad (4-10)$$

Mit den in 3.2.2 erläuterten Transformationsgleichungen der elementaren Festigkeitslehre erhält man für den im Winkel $\alpha = 45^\circ$ rotierten differentiellen Ausschnitt des BSP einen Spannungszustand:

$$\sigma_{xM} = \sigma_{yM} = \tau_{xM,yM} = \frac{\sigma_y}{2} \quad (4-11)$$

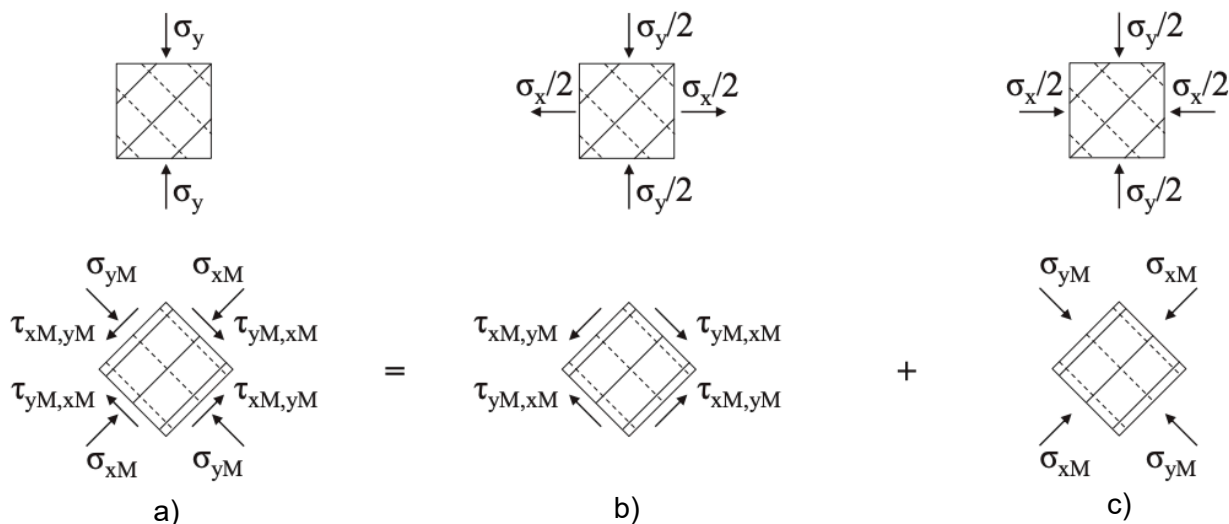


Abb. 4-11: Spannungszustände im differentiellen Stützen- sowie BSP-Ausschnitt, aus [12]

- a) Schub und Druck
- b) reiner Schub
- c) reiner Druck

Die dargelegten Spannungszustände (Gleichungen (4-10) und (4-11)) korrespondieren zu den Abbildungen Abb. 4-11(a) oben und unten. x_M ist dabei die Haupttragrichtung des BSP-Elements und demnach die Achse parallel zu den Decklagen. Die nachfolgende Darstellung des Mohr'schen Spannungskreises (Vgl. Abb. 3-4) verbildlicht den Spannungszustand:

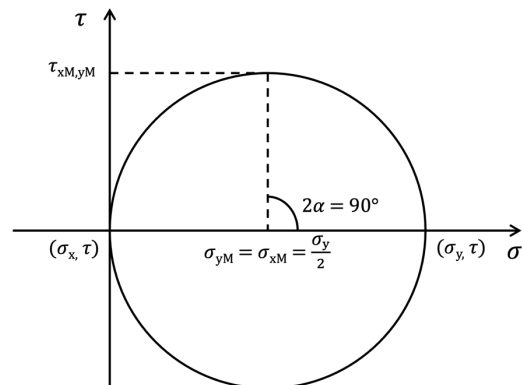


Abb. 4-12: Spannungszustand aus Abb. 4-11 im Mohr'schen Spannungskreis (eigene Darstellung)

Damit ergäbe sich die Schubspannung unter der Maximallast F_{\max} zu:

$$\tau_{xM,yM} = \frac{1}{2} \frac{F_{\max}}{A_{CLT}} \quad (4-12)$$

Doch tatsächlich ist der Schubwiderstand laut den Autoren beeinflusst durch Spannungen orthogonal zur Faser. Eine zusätzliche Druckbeanspruchung, wie in dieser Spannungscombination gegeben (Vgl. Abb. 4-11(c)), resultiert in einer Steigerung des Schubwiderstandes. Demnach ist der errechnete Schubwiderstand (4-12) höher als der eigentliche Schubwiderstand f_v des BSP-Elements.

Jener Anteil der Druckspannung σ_{yM} , der nicht von den Brettlagen, deren Fasern in ebendiese Richtung (y_M) verlaufen, aufgenommen wird, lässt sich über das Verhältnis der E-Moduln parallel sowie orthogonal zur Faser berechnen:

$$\sigma_{90} = \sigma_{yM} \frac{E_{90}}{E_{yM}} = \tau_{xM,yM} \frac{E_{90}}{E_{yM}} \quad (4-13)$$

mit:

σ_{yM}	Normalspannung in y_M -Richtung, BSP-Querlage
σ_{90}	Spannung senkrecht zur Faser der BSP-Längslage
$\tau_{xM,yM}$	Schubspannung am differentiellen BSP-Ausschnitt
E_{yM}	gewichteter Elastizitätsmodul in y_M -Richtung, BSP-Querlage
E_{90}	Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser der BSP-Längslage

Aus Versuchsergebnissen von Spengler [54] ergäbe sich näherungsweise:

$$\tau(\sigma_{90}) = \tau_0 + 1 \cdot \sigma_{90} \quad (4-14)$$

Mit diesen Zusammenhängen ((4-13) und (4-14)) leiten die Autoren je nach Aufbau und Holzfestigkeitsklasse dann einen Abminderungsfaktor für die wahre Schubfestigkeit f_v her. Gemäß Kreuzinger und Sieder zeigten Ergebnisse aus Bauteilversuchen eine sehr gute Übereinstimmung mit diesen theoretischen Betrachtungsansätzen [52].

Es wird deutlich, dass es keinem der bisher aufgeführten, etablierten Testverfahren möglich ist, das Bauteil in einen reinen Scheibenschubzustand zu versetzen. Auch wenn Kreuzinger und Sieder gute Übereinstimmungen zwischen theoretischen und praktischen Ergebnissen beteuern, beruhen die Annahmen auf Ergebnissen weniger Studien [7]. Scheint auch dieser Versuchsaufbau geeigneter als die kleinformatischen Alternativen, stellen sich laut Björnfort et al. noch eine Reihe von Herausforderungen abseits des kombinierten Spannungszustandes dar. Darunter fallen die korrekte Lasteinleitung sowie die Gefahr anderer Versagensarten [25].

Björnfort et al. schlagen deshalb 2016 ein alternatives Prüfverfahren vor [7]. Es handelt sich dabei um so genannte Rahmenversuche, im Englischen auch *picture frame tests*. Da die vorliegende Arbeit die Forschung im Bereich dieses Prüfverfahrens aufgreift, wird es im folgenden Kapitel näher betrachtet.

4.6 Rahmenversuche

Wie in der Hinführung zum Thema (1.2) bereits kompakt dargestellt, handelt es sich bei dem sogenannten Rahmenversuch um eine Methode, die darauf abzielt den quadratischen Prüfkörper durch Belastung eines umliegenden, gelenkigen Stahlrahmens in die Form eines Parallelogramms zu zwingen [7]. Das nachfolgend erneut präsentierte, leicht modifizierte Schaubild erläutert den Prüfungsansatz (Vgl. Abb. 1-2).

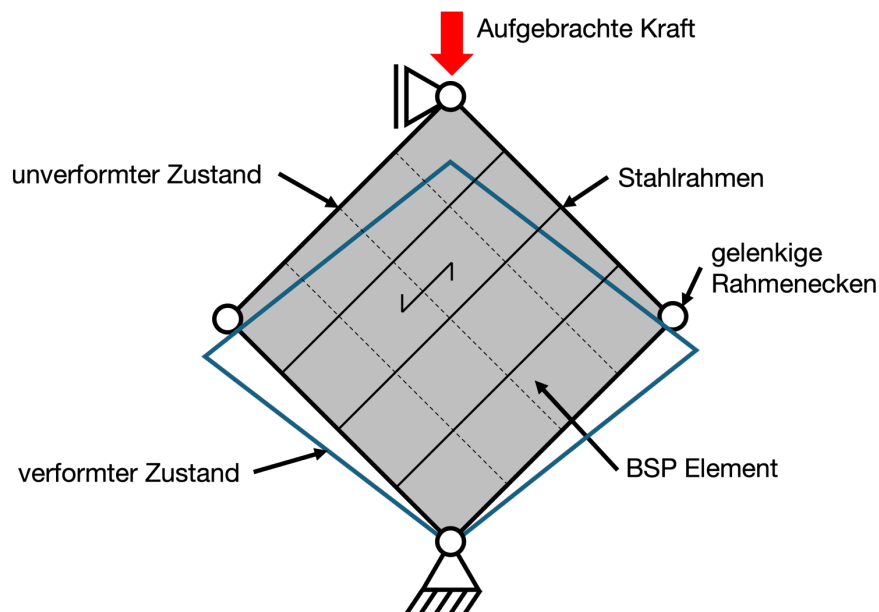


Abb. 4-13: Prinzipskizze des Rahmenversuchs, aus [7] modifiziert und übersetzt (Vgl. Abb. 1-2)

4.6.1 Ursprung der Methodik

Der 2016 von Björnfot et al. vorgeschlagene Versuchsaufbau ist nach eigenen Angaben eine Vereinfachung des „*membrane element testers*“, welcher 1986 von Vecchio und Collins vorgestellt wurde [55]. Die Ingenieure entwickelten damals ein direktes Schub-Test-Verfahren (*direct shear test*) für Stahlbeton-Elemente. Der Prüfstand bot die Möglichkeit, beliebige Kombinationen von Scheibenschub, -druck und -zug in die Versuchskörper einzuleiten. Dafür wurden Schubanker in die Elementkanten eingegossen und an Hydraulikzylinder gekoppelt [56]. Der prinzipielle Testaufbau ist in Abb. 4-14 dargestellt.

Auch bei der Bestimmung von Schubspannungskennwerten faserverstärkter Kunststoffe ist das Rahmenprinzip eine gängige Prüfmethode [57]. Das kinematische Prinzip ist in Abb. 4-15 abgebildet.

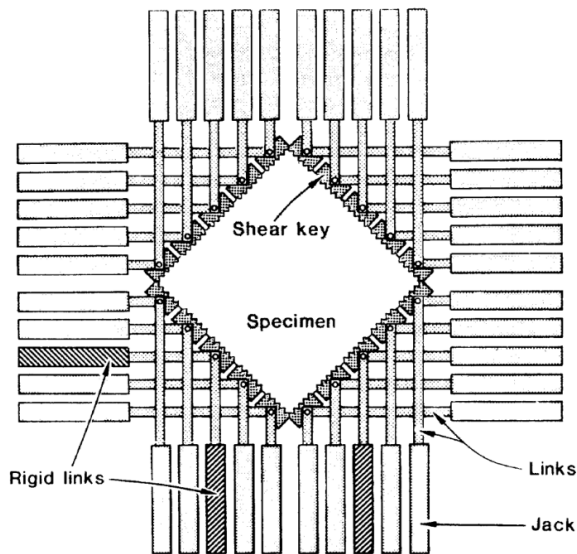


Abb. 4-14: Versuchsaufbau für Stahlbetonelemente nach Vecchio und Collins (1986), aus [55]

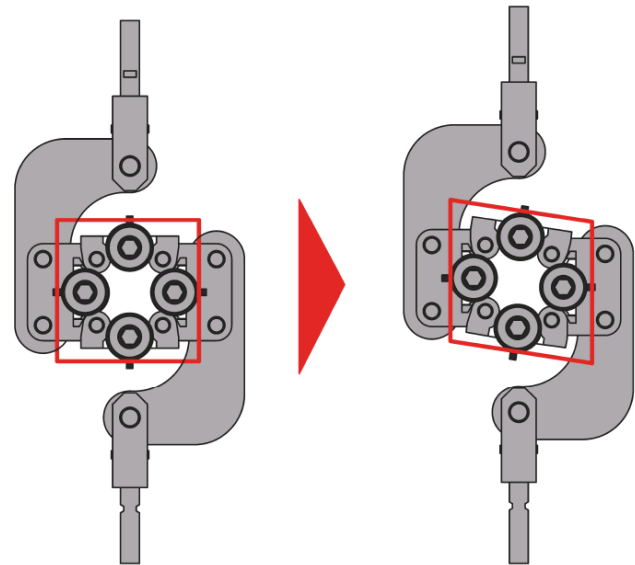


Abb. 4-15: Kinematisches Prinzip des Rahmenversuchs für faserverstärkte Kunststoffe, aus DIN EN 20337:2019 [57]

4.6.2 Mechanische Wirkweise

Das mechanische Prinzip basiert dabei abweichend vom Verfahren nach Kreuzinger und Sieder (Vgl. 4.5.2) darauf, dass das Bauteil durch gleichmäßigen, seitlichen Verbund des Prüfkörpers und Rahmens in einen reinen Zustand des Scheibenschubs versetzt wird. Die Ergebnisse müssten deshalb theoretisch direkt und ohne Korrekturfaktor verwendet werden können [7].

Die nachfolgende Abb. 4-16 macht den Spannungszustand des differenziellen Elements sichtbar. Es wird deutlich, dass aufgrund der betragsmäßig gleichen Hauptspannungen die Normalspannungen im obligatorisch rotierten Zustand ($\alpha = 45^\circ$) zu Null werden.

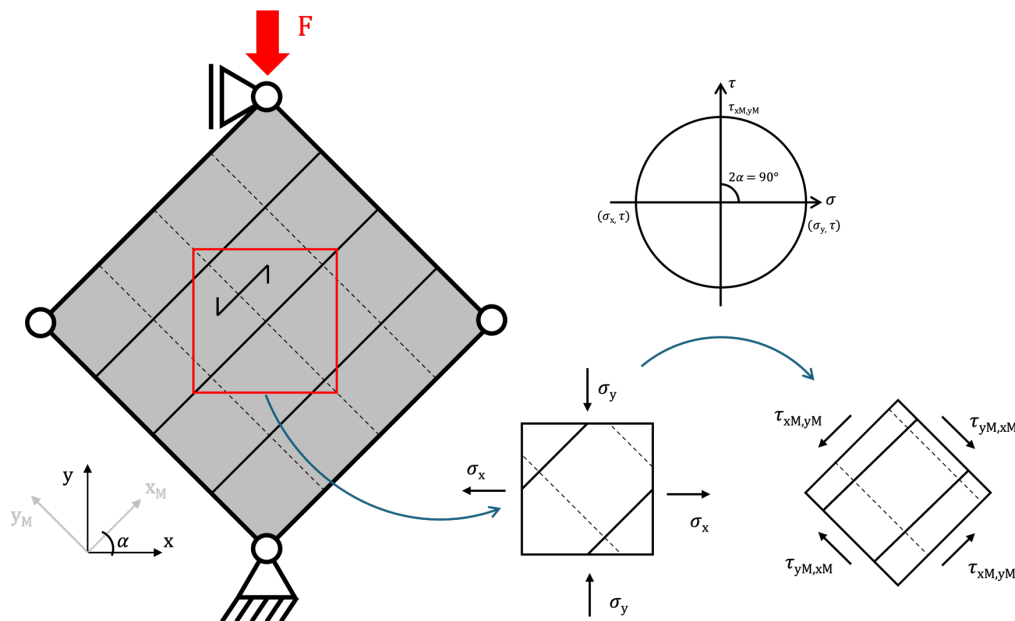


Abb. 4-16: Abbildung des Testprinzips inklusive Hauptspannungszustand des differentiellen Elements und Spannungszustand des ausgerichteten differentiellen Elements. Oben rechts: Spannungszustand im Mohr'schen Spannungskreis, adaptiert aus [7]

Der dargelegte Zusammenhang setzt einen ebenen Spannungszustand, sowie ein isotropes, linear elastisches Materialverhalten voraus.

Es gilt:

$$\sigma_x = \sigma_I = -\sigma_y = -\sigma_{II} = \tau_{xM,yM} \quad (4-15)$$

Das Verformungsverhalten ergibt sich unter diesen Bedingungen wie folgt:

Dehnungen:
$$\varepsilon_x = -\varepsilon_y = \frac{\Delta \cdot \sqrt{2}}{2a} \quad (4-16)$$

Winkeländerung:
$$\gamma = \frac{\Delta \cdot \sqrt{2}}{a} \quad (4-17)$$

Die Verformungsgrößen setzen eine Kleinwinkelnäherung voraus. Die Zusammenhänge sind in der nachfolgenden Abb. 4-17 beschrieben.

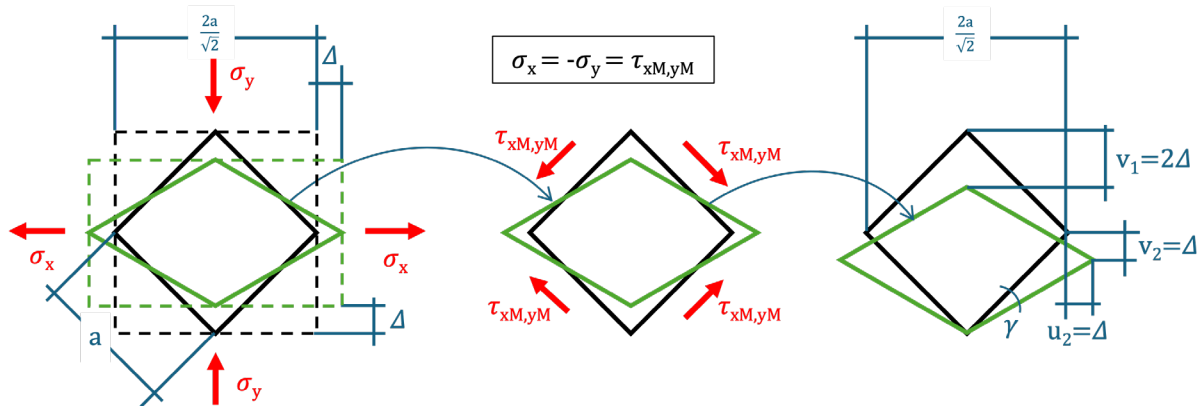


Abb. 4-17: Grafische Darstellung der Spannungs-Verformungs-Beziehungen des ebenen Spannungszustands unter reinem Schub (eigene Darstellung)

Aus der obigen Illustration geht hervor, dass die vertikale und horizontale Verschiebung der seitlichen Rahmengelenke (rechtes Piktogramm) theoretisch identisch ist.

$$u_2 = v_2 = \frac{v_1}{2} = \Delta \quad (4-18)$$

Die gesamte Schubverformung γ_{ges} des Prüfkörpers lässt sich wie in Abb. 4-18 dargestellt über die Summe der Winkeländerungen ermitteln:

$$\gamma_{\text{ges}} = 2 \cdot \gamma = \frac{2\sqrt{2}\Delta}{a} \quad (4-19)$$

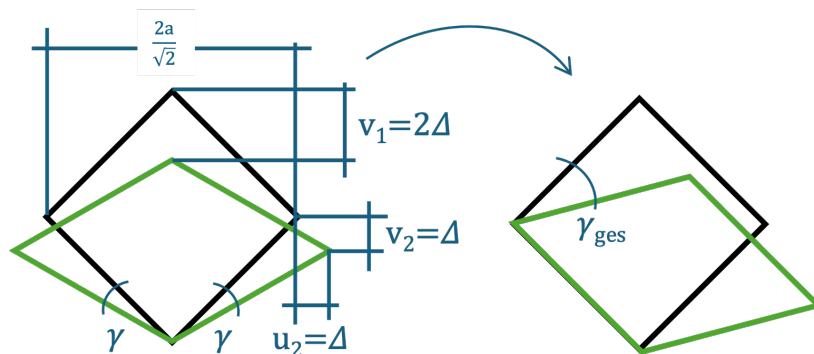


Abb. 4-18: Ermittlung der gesamten Schubverformung (eigene Darstellung)

4.6.3 Umrechnung der Belastung

Auf diesen Erkenntnissen aufbauend wird nun die Umrechnung der aufgetragenen Einzellast F in die Spannungskomponenten erfolgen. Abb. 4-19 verbildlicht die Umrechnungsschritte von den Einzellasten bis zum Schubfluss.

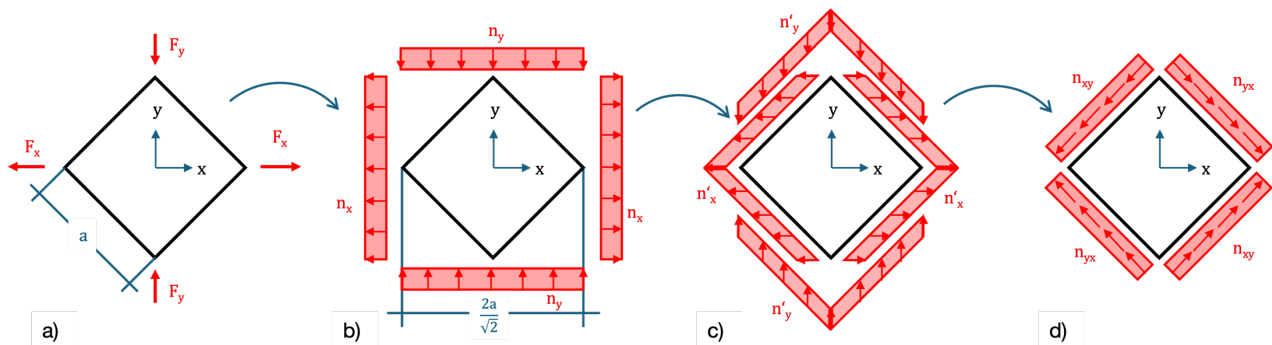


Abb. 4-19: Grafische Darstellung der Lastumrechnungsschritte (eigene Darstellung)

Durch die Belastung mit F_y ergeben sich durch die kinematische Verformung des Rahmens unter Gleichbleiben der Rahmenseiten die abtreibenden Kräfte F_x von gleicher Größe:

$$F_y = F_x \quad (4-20)$$

Von a) nach b):

$$n_x = n_y = \frac{F_y}{\sqrt{2}a} \quad (4-21)$$

Sowohl die bezogenen Linienlasten als auch die einzelnen Anteile lassen sich mit Hilfe der Kosinus Funktion ermitteln:

Von a) nach c):

$$n'_x = n'_y = n_y \cdot \cos 45 = \frac{n_y}{\sqrt{2}} = \frac{F_y}{2a} \quad (4-22)$$

Von a) nach d):

$$n_{xy} = n_{yx} = 2 \cdot n'_x \cos 45 = \frac{F_y}{\sqrt{2}a} = n_x \quad (4-23)$$

4.6.4 Realisierung des Verbunds

Essenziell bei dieser Testmethode ist demnach der Verbund zwischen Rahmen und Prüfkörper. Denn nur bei starrem Verbund kann ein gleichmäßiger Schubfluss in den Probekörper eingeleitet werden. Kann kein ausreichender Verbund hergestellt werden, wird kein theoretisch homogenes Schubfeld erzeugt.

In der Vergangenheit gab es einige Ansätze, diesen Verbund zu realisieren. Insbesondere die in 4.5.1 bereits erwähnten Methodiken nach Bosl (2002) (Vgl. Abb. 4-7(a)) und Bogensperger et al. (2007) (Vgl. Abb. 4-7(b)) bauten auf dem Rahmenprinzip auf und lieferten verschiedene Ansätze zur Realisierung des Verbunds. Bosl beschrieb dabei Versuche **ohne Verbund** [49]. Bei den Versuchen wurde anstatt einer Druckkraft eine Zugkraft auf die Rahmenecke aufgebracht. Bogensperger et al. berichteten von Versuchen mit **kontinuierlicher seitlicher Verklebung** [58].

Der von Björnfort et al. 2016 vorgeschlagene Versuchsaufbau ist der erste Aufbau eines Rahmenversuchs für BSP-Elemente der hier betrachteten Gestalt. Im Dokument wird über Versuche mit reiner **Reibung** bzw. einer Mischung aus Reibung und **Verbolzung** berichtet [7]. In einem jüngeren Bericht liefern Björnfort et al. schließlich Ergebnisse aus Versuchen mit verbolzten Prüfkörpern [25].

Aus den jeweiligen Dokumentationen wird deutlich, dass sich der erzeugte Spannungszustand mit abnehmender Verbundsteifigkeit weg vom reinen Schubfeld (Vgl. Abb. 4-16) und hin zu einem kombinierten Spannungszustand wie bei Diagonaldruckversuchen von Kreuzinger und Sieder (Vgl. Abb. 4-11) oder auch Andreolli et al. [59] (Vgl. Abb. 4-7(c)) bewegt.

Andererseits liegt jedoch die Vermutung nahe, dass sich mit steigender Verbundsteifigkeit speziell der Ausbau der Prüfkörper aus der Testvorrichtung signifikant erschwert. In der jüngsten Forschung von Björnfort et al. zur Forschung mit verbolzten Prüfkörpern ist diesbezüglich beschrieben, dass sich der Ausbau der Prüfkörper als aufwändig erwies, da die Bolzen in den Eckbereichen verformt im Probekörper stecken blieben [25].

Der aus dem soeben beschriebenen Sachverhalt entstehende Konflikt wurde bereits in 1.3 beschrieben und mit Abb. 1-3 illustriert. Im folgenden Kapitel werden die verschiedenen Verbundmechanismen und speziell der formschlüssige Verbund von Kervenverbindungen näher beleuchtet.

5 Verbund

Unter Verbundbau versteht man zumeist das Zusammenwirken von Bauteilsegmenten verschiedener Materialien, die durch gezielten Einsatz der spezifischen Eigenschaften jene des Gesamtbauteils optimieren. Ferner kann aber auch das Verbinden einzelner Bauteile, die in ihren (natürlichen) Dimensionen beschränkt sind, zu größeren Tragwerksteilen dem Verbundbau zugeordnet werden. In dieser Arbeit bezieht sich der Begriff **Verbund** dabei auf den Mechanismus, durch welchen die angesprochenen Teile eine Verbindung eingehen.

5.1 Verbundmechanismen

In [60] untergliedern die Autorinnen die Mechanismen nach ihren physikalisch Wirkprinzipien wie nachfolgend dargelegt:

Tab. 5-1: Gliederung von Verbindungsarten nach dem physikalischen Wirkprinzip, Vgl. [60]

Verbindungsart	Wirkprinzip	Beispiele	Lösbarkeit
Kraft- bzw. Reibschluss	„Verbindung durch Einwirkung einer Normalkraft und daraus resultierender Haftreibung“	Stiftförmige Verbindungsmittel	i.W. lösbar
Stoffschluss	„Zusammenhalt der Verbindungspartner durch atomare oder molekulare Kräfte“	Kleben Schweißen	i.d.R. unlösbar
Formschluss	„Ineinandergreifen der Form von mindestens zwei Verbindungspartnern“	Klettverschluss Auflage in einer Begrenzungskonstruktion	i.W. lösbar

Ein Kraft- bzw. Reibschluss beinhaltet meist den Einsatz von Hilfsfügeteilen. Diese Teile werden als mechanische Verbindungsmittel bezeichnet. Selbstverständlich werden Verbindungsarten auch oftmals kombiniert. In der Holz-Beton-Verbund-Bauweise (HBV) werden beispielsweise häufig Kerfen (Formschluss) und stiftförmige Verbindungsmittel als Schubverbinder (Kraftschluss) in Kombination verbaut (Vgl. Abb. 5-1).

Die Lösbarkeit der Verbindungsmechanismen ist teilweise nicht eindeutig zu garantieren [60]. So können Faktoren wie witterungsbedingte oder mechanische Einflüsse die Lösbarkeit beeinträchtigen.

Im Kontext dieser Arbeit werden die Verbundmechanismen in einer bautheoretischen Problemstellung untersucht. Wie in 1.2 bereits beschrieben, ist Gegenstand dieser Thesis die Untersuchung eines alternativen Verbindungssystems zwischen Prüfkörper und -vorrichtung in

Rahmenversuchen. Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit sollte diese Verbindung einfach lösbar sein, denn dieser Umstand geht einher mit einem verkürzten Ein- und Ausbau der Probekörper.

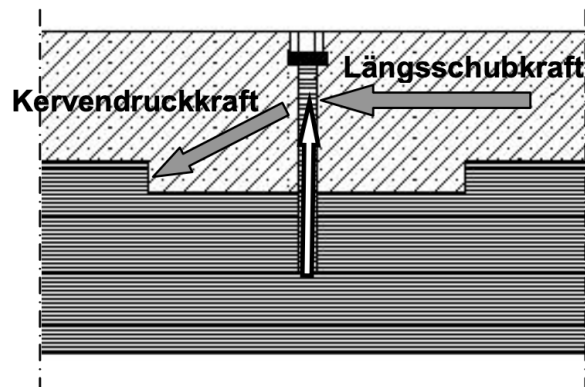


Abb. 5-1: Kerve mit stiftförmigem Verbindungsmittel, aus [11]

5.2 Kerven

5.2.1 Ursprung

Der Begriff *Kerve* ist vermutlich eine Abwandlung des Wortes *Kerbe* und bezeichnet im Handwerk der Zimmerei die Auskerbung in einem Holzbauteil, um eine formschlüssige Verbindung mit einem anderen herzustellen. Nach wie vor häufig eingesetzte zimmermannsmäßige Verbindungen, denen eine Auskerbung zugrunde liegt, sind Versätze (Versatzanschlüsse). Die nachfolgend dargestellte Holzverbindung ist der Stirnversatz, die häufigste Versatzform. Der Winkel der Stirnfläche (Druckkontaktfläche) ist dabei so ausgerichtet, dass beide Hölzer gleichermaßen anteilig parallel zur Faser beansprucht werden [8]. In Abb. 5-2 ist der Stirnversatz mit seinen gängigen Begrifflichkeiten illustriert. In Deutschland ist die Bemessung von Versätzen im aktuellen Nationalen Anhang des EC 5 (NCI NA.12.1) geregelt [30].

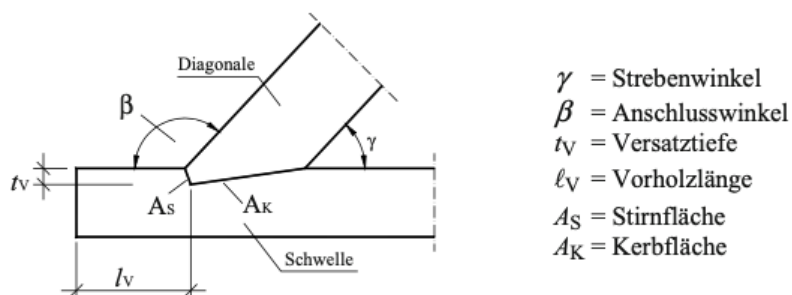


Abb. 5-2: Darstellung und Begriffe des Stirnversatzes, aus [8]

Natterer und Hoefft überführen diese Begrifflichkeit in den Kontext des Verbundbaus. Sie stellen 1992 die Kerne als neues Verbindungssystem für HBV vor [61] (Vgl. Abb. 5-1).

Kernen werden in Zusammenhang mit dieser Arbeit als formschlüssige Verbindung, auch Verzahnung genannt, zweier Bauteile definiert. Ferner dienen sie der Schaffung einer Druckkontaktfläche zur Übertragung von nicht orthogonal zur Verbindungsebene verlaufenden Kräften (Schubkräfte).

Tatsächlich werden Kernen in diesem Sinne schon seit Jahrhunderten im Bauwesen eingesetzt, wie diese nachfolgend abgebildete Zeichnung eines zusammengesetzten, verzahnten Bogentragwerks von Leonardo da Vinci (1452-1519) nahelegt (Abb. 5-3).

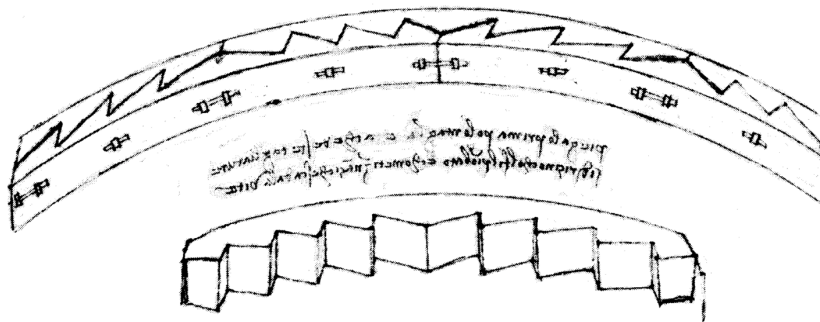


Abb. 5-3: Zusammengesetztes, verzahntes Bogentragwerk, Zeichnung von Leonardo da Vinci, aus [2]

5.2.2 Tragverhalten

Die Gleichmäßigkeit der Schubübertragung von einem Bauteil in das andere ist dabei abhängig von der Anzahl der herangezogenen Kerven sowie deren Abstand. Bei einer Verzahnung ähnlich zu Abb. 5-3 werden mehrere Kerven direkt hintereinander angeordnet. Je geringer der Abstand, desto gleichmäßiger fungiert der Verbund.

Die häufigste Versagensart einer derartigen Verbindung ist das Abscheren des Vorholzes (Vgl. Abb. 5-4(a)). Als Vorholz wird dabei die Restlänge des beanspruchten Bauteils bezeichnet (Vgl. Abb. 5-2). Bei einer Verzahnung mit mehreren direkt hintereinander angeordneten Kerven entspricht die maßgebende abscherbare Länge die der Kerven selbst (l_v).

Sollte die Kerne der Schubbelastung standhalten, kann die Kervenflanke (Druckkontaktfläche) infolge der Druckbelastung versagen (Vgl. Abb. 5-4(b)).

Die Tragfähigkeit ist demnach abhängig sowohl von den Dimensionen der Scher- und Druckkontaktfläche als auch der Festigkeitsklasse des eingesetzten Holzes.

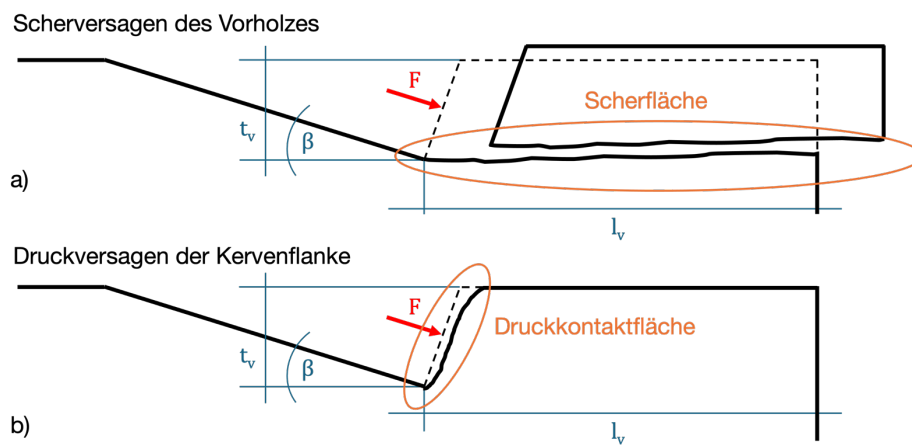


Abb. 5-4: Versagensarten einer Kervenverbindung (eigene Darstellung)
a) Abscheren des Vorholzes
b) Druckversagen der Kervenflanke

Eine weitere Versagensart einer solchen formschlüssigen Verbindung stellt weniger ein Materialversagen, mehr das Versagen des Verbunds dar. Sie ist gekennzeichnet durch das Abrutschen der verbundenen Bauteile, wie Kurzzeit-Scherversuche an HBV von Michelfelder zeigen [11].



Abb. 5-5: Verbundversagen durch Abrutschen im HBV, aus [11]

Selbstverständlich ist auch ein Materialversagen des Gegenbauteils möglich. Im Kontext dieser Arbeit ist das Gegenbauteil ein massiver Stahlrahmen mit erheblich höheren Festigkeiten und Steifigkeiten als der hölzerne Prüfkörper. Da ein Materialversagen auf dieser Seite deshalb nahezu ausgeschlossen ist, wird auf die nähere Betrachtung dessen verzichtet.

Einen wertvollen Beitrag zum Verständnis des Tragverhaltens von Verbindungen mit Kerven leistete Stephan 1950 [4]. Seine theoretisch hergeleitete Erkenntnisse über die Spannungsverteilungen

wurden von Michelfelder im Rahmen ihrer Forschung zu Kerfen im HBV numerisch untersucht und bestätigt [11]. Beide untersuchten auch den Einfluss des Kerfenwinkels β und der Vorholzlänge l_v auf das Spannungsbild. Die qualitativen Spannungsverläufe nach Stephan sind den folgenden Zeichnungen zu entnehmen (Abb. 5-6 und Abb. 5-7).

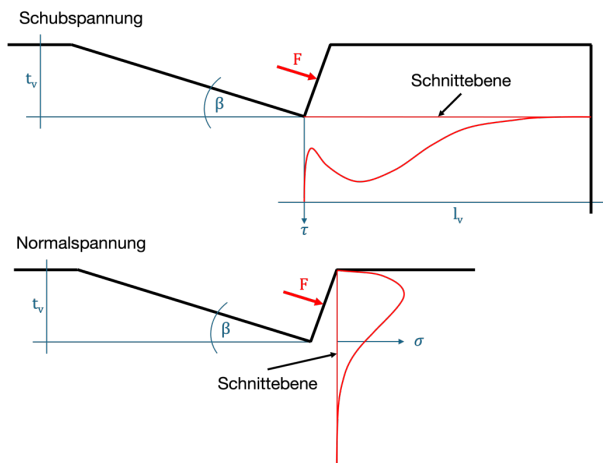


Abb. 5-6: Spannungsverläufe in den dargestellten Schnitt Ebenen für $\beta > 0^\circ$, in Anlehnung an Stephan [4]

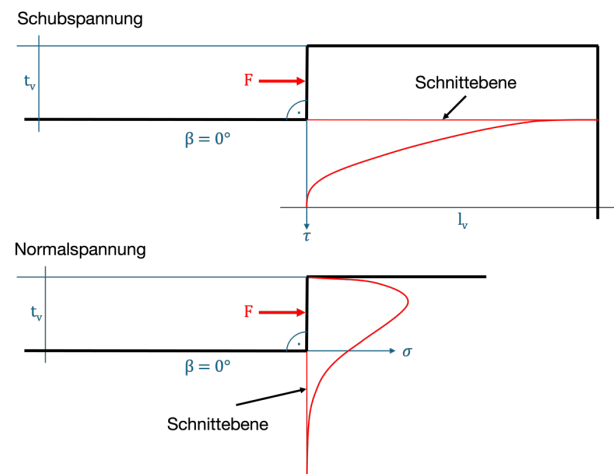


Abb. 5-7: Spannungsverläufe in den dargestellten Schnitt Ebenen für $\beta = 0^\circ$, in Anlehnung an Stephan [4]

mit:

β	Kerfenwinkel
l_v	Vorholzlänge
t_v	Kerfentiefe

Die Spannungsnachweise sind gemäß der DIN EN 1995-1-1/NA:2013 NCI NA.12 [30] zu führen. Die Spannungen dürfen hiernach als gleichmäßig angenommen werden.

Die zum Verständnis der nachfolgenden Herangehensweise notwendigen theoretischen Grundlagen wurden hiermit ausführlich dargelegt. Die anschließenden Kapitel befassen sich nun konkret mit der Optimierungsarbeit einer Kerfenverbindung innerhalb der formulierten Problemstellung.

6 Modellstudie

Wie in 5.2 beschrieben, hat sich die Wirkungsweise von Kerven als Verbundmittel seit Jahrhunderten bewährt. Dennoch soll als Ausgangspunkt der Forschung die Studie eines physischen Modells dienen. Sie soll optisch die Funktionsweise und Tauglichkeit der Kerven zur Schubübertragung im Prüfrahmens belegen sowie erste Anhaltspunkte zur Formfindung liefern. Auch die Ein- bzw. Ausbaubarkeit der Prüfkörper in die Vorrichtung soll anhand des Modells studiert werden.

6.1 Aufbau und Konzept

Für das Modell des quadratischen Prüfrahmens im Maßstab von etwa 1:9 (12,5 cm Seitenlänge) werden die Einzelteile aus 2,5 mm Holzfurnier gelasert. Als Gelenkbolzen dienen handelsübliche M5 Sechskant Schrauben. Als Materialvertretung der Prüfkörper wird Schaumstoff aus PUR mit einer Dicke von 15 mm gewählt. Dieses Material weist im Vergleich zum Holzrahmen wesentlich geringere Steifigkeiten und Festigkeiten auf und kann darüber hinaus als homogen und isotrop angesehen werden. Die hohe Elastizität des Materials resultiert gleichzeitig in zerstörungsfreien Versuchen.

Die Wirkungsweise soll dabei identisch zu den großformatigen Vorrichtungen sein: Alle Rahmengelenke sind in der Ebene frei rotierbar. Die untere Rahmenecke ist gegen jegliche translatorische Verschiebung gehalten. Die obere Rahmenecke ist durch eine Führung frei vertikal verschieblich. Eine Ablagefläche am oberen Prüfkörperstempel bietet Platz für Gewichte, welche den Rahmen entsprechend einem Parallelogramm verformen.

Im Zuge der Studie sollen nun die verschiedenen Verbundarten erprobt werden. Das Modell wird deshalb so konzipiert, dass sich die Innenflächen des Rahmens austauschen lassen. Verschiedene Innenflächen und Prüfkörper werden so präpariert, dass folgende Verbundarten abgebildet werden:

1. kein Verbund
2. Kerven, rechteckig
3. Kerven, dreieckig
4. Verklebt (starrer Verbund)

In Abb. 6-1 sind die Einzelteile des Modells dargestellt. Die Randflächen des Prüfkörpers, der ohne Verbund in die Vorrichtung gespannt wird, wurden mit transparentem Klebeband versehen. Auf diese Weise soll eine eventuelle Verbundwirkung durch Reibung minimiert werden.

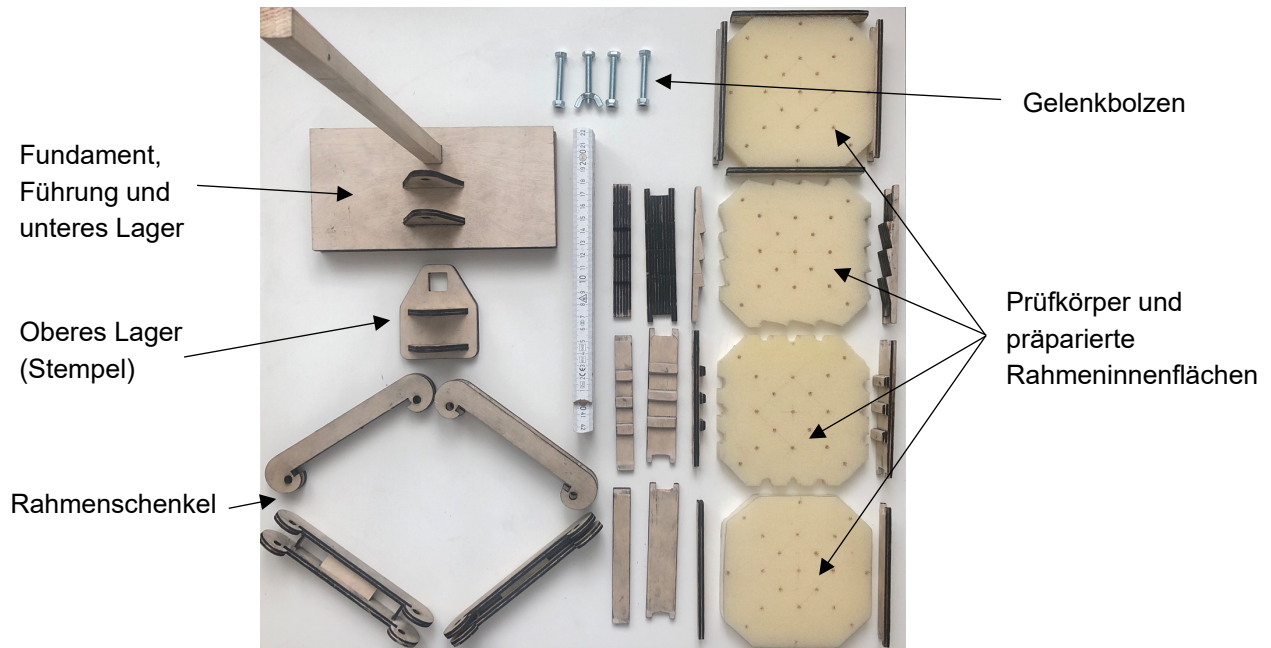


Abb. 6-1: Einzelteile des Prüfrahmensmodells (eigenes Foto)

6.2 Durchführung

Für eine Fotostudie wird die Testvorrichtung aufgebaut und die Kamera davor statisch platziert. Schrittweise wird nun der Prüfrahmen bis zum Versagen des Testkörpers belastet. Jeder Belastungsschritt wird dabei fotografisch festgehalten.

Die Prüfkörper werden an den jeweils identischen Stellen mit Referenzpunkten versehen. Auch der Rahmen ist am unteren Stempel mit einem Referenzpunkt markiert. Unter Zuhilfenahme der Software *Adobe Photoshop* können die Fotografien der verschiedenen Belastungsschritte transparent übereinandergelegt werden. Durch die Darstellung der Ortsänderung der Referenzpunkte durch Vektoren können die Verformungsfelder sichtbar gemacht werden. Die Ergebnisse sind nachfolgend dargestellt (Abb. 6-2 - Abb. 6-5).

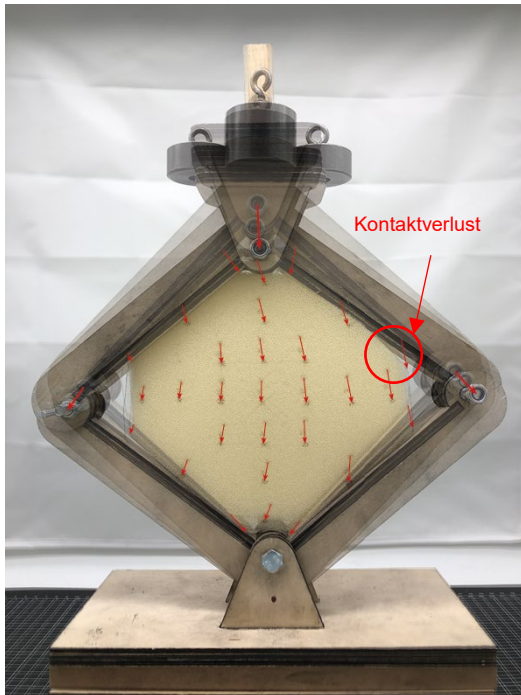


Abb. 6-2: Verschiebungsfeld: kein Verbund (eigene Darstellung)

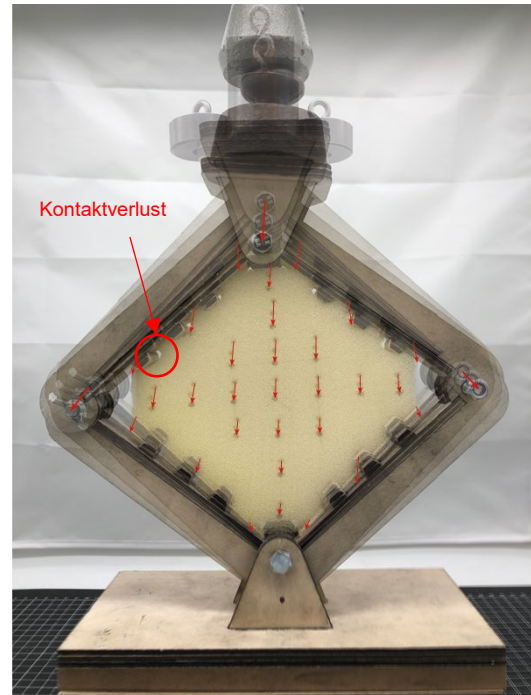


Abb. 6-3: Verschiebungsfeld: viereckige Kerven (eigene Darstellung)



Abb. 6-4: Verschiebungsfeld: dreieckige Kerven (eigene Darstellung)

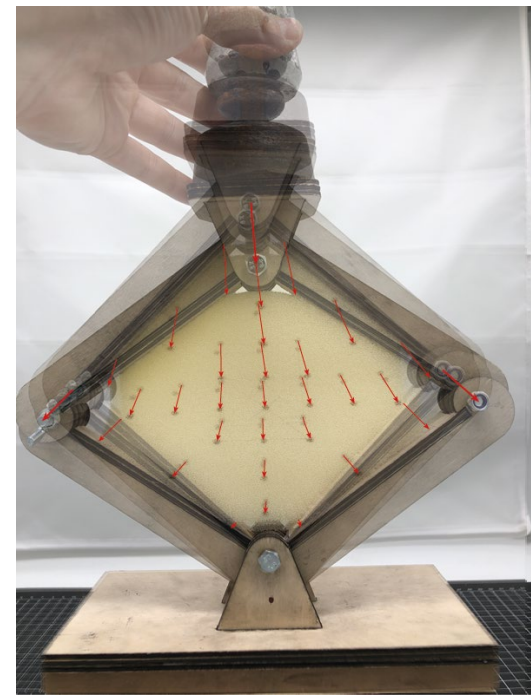


Abb. 6-5: Verschiebungsfeld: verklebt, starrer Verbund (eigene Darstellung)

In einem weiteren Schritt wird das Verformungsfeld des Diagonaldruckversuchs sowie des Rahmenversuchs unter vollem Verbund zur Darstellung gebracht. Dafür wird der Prüfkörper als Finite-Elemente-Modell in der Software *SOFiSTIK* erstellt und entsprechend Abb. 6-6 belastet. Das Bauteil wird dabei über eine homogene Scheibe aus linear-elastischem, isotropem Material abgebildet. Im Anschluss kann unter beiden Belastungsszenarien das Verformungsfeld ausgegeben werden. Die Scheibendicke und spezifische Materialeigenschaften spielen dabei keine Rolle, da nur die Richtungen, nicht aber die Beträge der Verschiebungen hier betrachtet werden. Das Feld unter dem Diagonaldruckszenario ist ausschließlich von einer vertikalen Verformung geprägt. Die Verschiebungsvektoren des ideellen Verformungsfeldes infolge gleichmäßigen Schubflusses weisen dabei zu den seitlichen Ecken hin eine steigende horizontale Komponente auf. Die resultierenden Felder entsprechen den beiden Extremen der Verbundtheorie und eignen sich deshalb zur Untersuchung der Tauglichkeit der Kerfen.

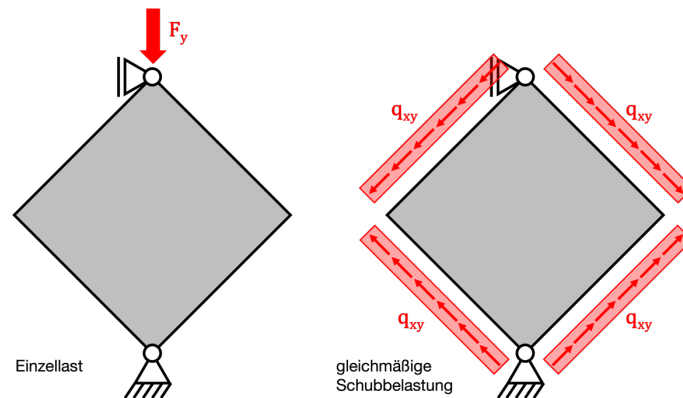


Abb. 6-6: Belastungen des FE-Modells (eigene Darstellung)
links: Diagonaldruckszenario
rechts: ideeller Schubfluss

6.3 Ergebnisse

Zur Auswertung und Diskussion der Versuchsergebnisse werden die Verformungsfelder in einem letzten Schritt jeweils über die ideellen Verformungsfelder aus der FE-Analyse gelegt. Das Feld aus der Fotostudie ist dabei jeweils in rot, die ideellen in blau dargestellt. Die dickeren roten Pfeile markieren die Verschiebung der Rahmenecken.

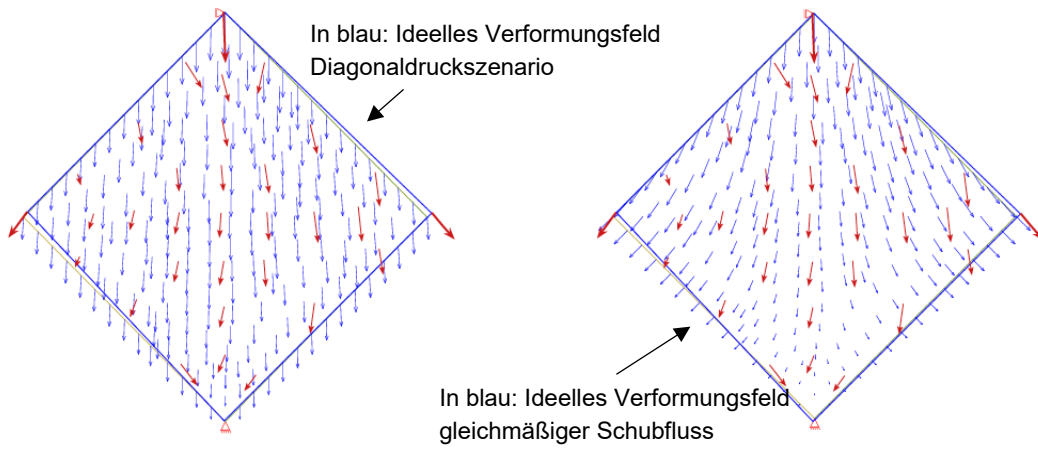


Abb. 6-7: Verformungsfeld ohne Verbund (rot) (eigene Darstellung)

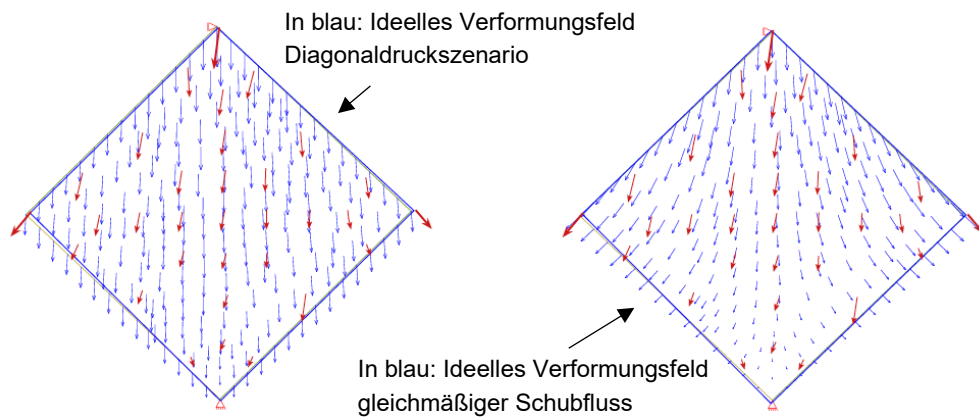


Abb. 6-8: Verformungsfeld unter Verbund mit viereckigen Kerven (rot) (eigene Darstellung)

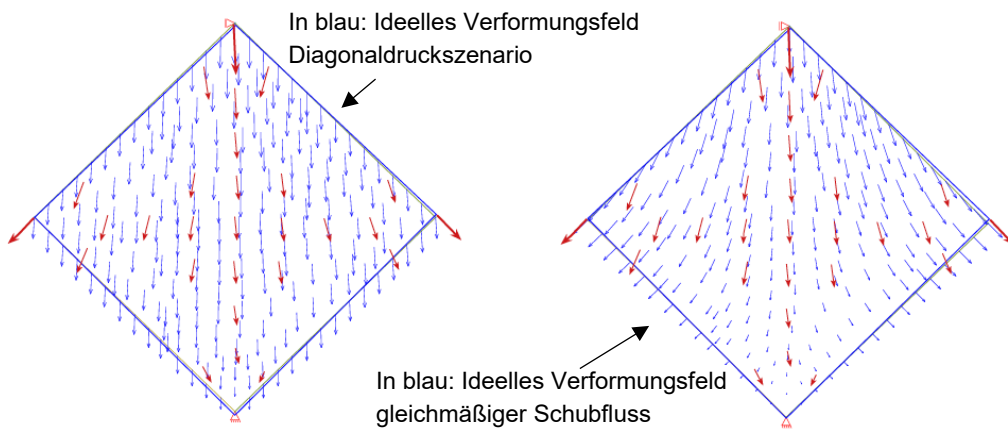


Abb. 6-9: Verformungsfeld unter Verbund mit dreieckigen Kerven (rot) (eigene Darstellung)

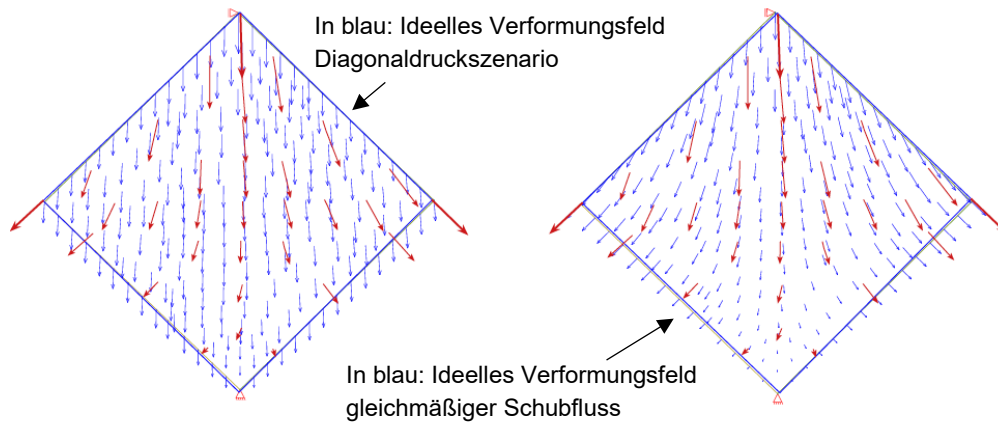


Abb. 6-10: Verformungsfeld unter starrem Verbund (rot) (eigene Darstellung)

6.4 Auswertung und Diskussion

Zunächst ist anzumerken, dass aufgrund von Modellungenauigkeiten die obere Rahmenecke nicht rein vertikal verschoben wird. Wie auch in den Abb. 6-2 bis Abb. 6-5 ersichtlich wird, besteht zwischen oberem Stempel und Führung ein gewisser Schlupf, welcher in einer leichten Neigung des oberen Stempels resultiert. Dieser Umstand führt zu kleinen horizontalen Verschiebungsanteilen und damit zu einer leichten Verfälschung der Verformungsfelder.

Die „Versagensart“ der Prüfkörper ist bei den unverklebten Versuchen stets ein seitliches Ausknicken des Prüfkörpers (Vgl. Abb. 6-11 und Abb. 6-12). Der verklebte Prüfkörper ließ sich indes nicht bis zu einem Versagen belasten.

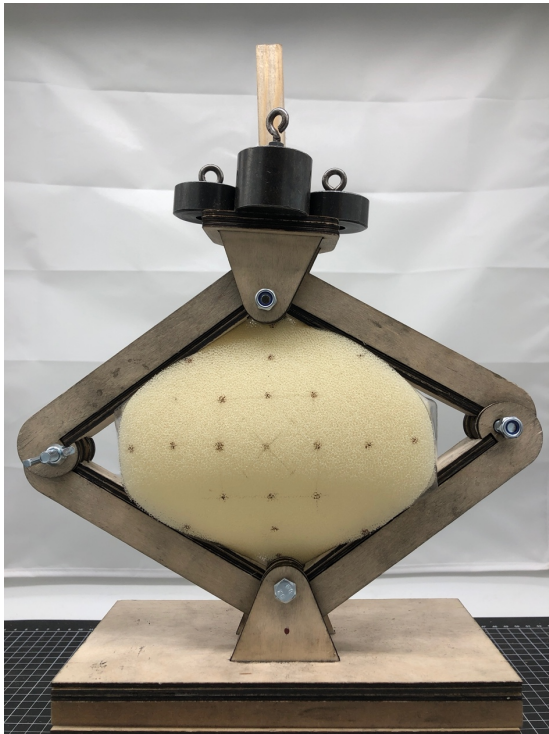


Abb. 6-11: Versagen des Prüfkörpers ohne Verbund (eigenes Foto)

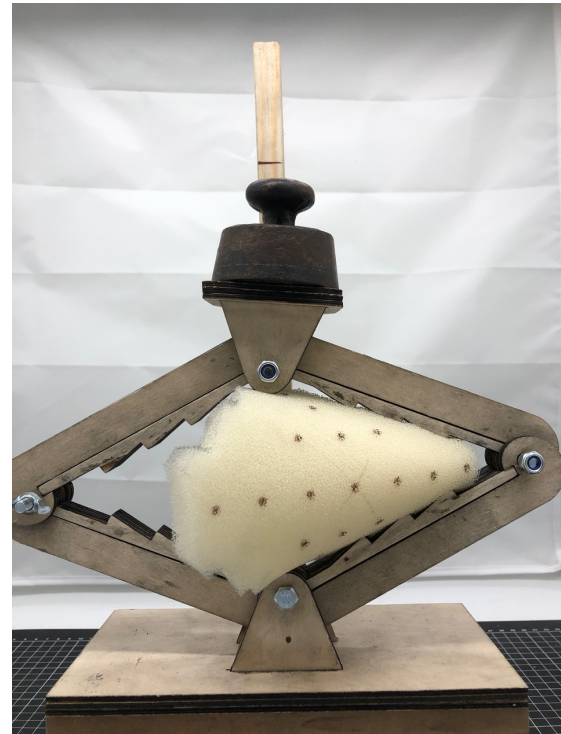


Abb. 6-12: Versagen des Prüfkörpers unter Verbund mit dreieckigen Kerven (eigenes Foto)

Parallel dazu ist zu erkennen, dass mit zunehmendem Verbund auch die aufzunehmende Last deutlich steigt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass mit ansteigender seitlicher Festhaltung auch die Anfälligkeit für ein Stabilitätsversagen reduziert wird. Der kontinuierlich seitlich gehaltene Prüfkörper war keinen Stabilitätsproblemen ausgesetzt und hätte deshalb vermutlich bis zu einem Schubversagen belastet werden können. Das hätte in einem Aufreißen des Materials und somit zu keinem zerstörungsfreien Versagen geführt, was aufgrund einer vorgesehenen Wiederholbarkeit der Versuche nicht angestrebt war.

Dennoch lässt sich bei Betrachtung der Versuche ohne- sowie mit starrem Verbund eine hohe Deckungsgleichheit bzw. Ähnlichkeit mit den entsprechenden ideellen Verformungsfeldern feststellen. Das betrifft Abb. 6-7, links und Abb. 6-10, rechts. In der Abbildung des Versuchs ohne Verbund ist auch der entstandene Kontaktverlust zwischen Rahmen und Prüfkörper in den seitlichen Bereichen erkennbar (Vgl. Abb. 6-2). Aufgrund des fehlenden Verbunds kann die horizontal wirkende Kraftkomponente nicht in den Prüfkörper eingeleitet werden. Das Verformungsfeld entspricht daher in großen Teilen dem des Belastungsszenarios Diagonaldruck.

Bei Auswertung der Versuchsdokumentation des Durchlaufs mit Verbund durch viereckige Kerven fällt anfänglich der entstandene Spalt zwischen Rahmen und Prüfkörper auf den Seiten der Kerven auf, die nicht an der Schubeinleitung durch die Kontaktflächen beteiligt sind (Vgl. Abb. 6-3). Die in etwa gleich großen Spaltöffnungen lassen zumindest auf eine gleichmäßige Kraftübertragung über die Rahmenschenkel hinweg schließen.

Diese Kervengeometrie findet in der Praxis häufig Anwendung bei Decken in der Holzbeton-Verbund Bauweise (Vgl. 5.2.1). In diesem Verwendungskontext kann durch verschiedene Belastungsszenarien Schub in beiden Richtungen in der Verbundfuge auftreten. Die Geometrie ermöglicht dann die Entstehung einer Druckkontaktfläche auf beiden Seiten des viereckigen Zahns.

Für den vorliegenden Anwendungsbereich ist jedoch schnell erkennbar, dass diese Kervengeometrie nicht optimal ist, denn der Schub soll gezielt in eine Richtung über die Prüfkörperseite eingetragen werden. Der Geometrie geschuldet ist dann die Breite der Kerfen, über welche die Schubkraftübertragung zwischen Zahn und Bauteil stattfindet, minimiert (Vgl. Abb. 6-13). Dieser Umstand hat auch eine höhere Nachgiebigkeit der Zähne zur Folge, was sich in der Modellstudie in den entstandenen Spalten manifestierte (Vgl. Abb. 6-3). Wie im entstandenen Verformungsfeld (Abb. 6-8) ersichtlich ist, resultiert die hohe Nachgiebigkeit der Kerfen auch darin, dass horizontale Kraftanteile nur in sehr geringem Maße in den Prüfkörper übertragen werden.

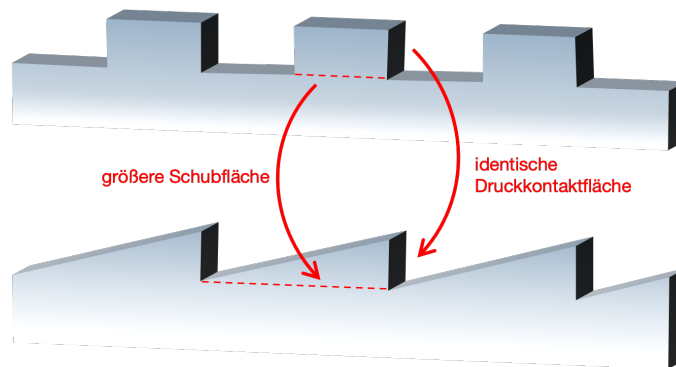


Abb. 6-13: Optimierung der Kervengeometrie (eigene Darstellung)

Wie in Abb. 6-13 deutlich wird, beinhaltet die dreieckige Kervenform gegenüber der viereckigen Geometrie in diesem Anwendungsfall einige Vorteile. Die vergrößerte Schubfläche sorgt bei gleichbleibender Druckkontaktfläche für eine höhere Steifigkeit der Kerfe, was in einer geringeren Nachgiebigkeit resultiert. Die Schubkraft kann optimierter in das Bauteil eingeleitet werden. Das ist der Grund, weshalb die Verschiebungsvektoren zur linken und rechten Prüfkörperseite (Vgl. Abb. 6-9) einen leicht höheren Horizontalanteil aufweisen als die des Verschiebungsfeldes unter Verbund mit viereckigen Kerfen (Abb. 6-8).

Die Ergebnisse der Modellstudie liefern einen ersten Beleg dafür, dass Kerfen einen gewissen Verbund zwischen Prüfkörper und Rahmen herstellen können. Zugleich konnte die Tauglichkeit gewisser Kervengeometrien untersucht, bewertet und verifiziert werden. Wie die Auswertung der Ergebnisse zeigt, entsprechen dreieckige Kerfen in diesem speziellen Anwendungsfall der optimierten Formgebung.

7 Optimierung der Kervengeometrie

Im Folgenden soll die in 6.4 ermittelte Formgebung geometrisch optimiert werden. Die Optimierung beinhaltet eine Maximierung der Tragfähigkeit der Kerwen.

7.1 Wirkweise im Schichtverbund

Wie zuvor formuliert, ist Ziel des Vorhabens die Untersuchung von Brettsperrholz unter Scheibenschubbeanspruchung. Die Zusammensetzung dieses Bauprodukts wurde in 2 ausführlich erläutert. Über die Kerwen soll ein möglichst gleichmäßiger Schubfluss an den Kanten des Bauteils eingeleitet werden. Aufgrund des inhomogenen Schichtaufbaus, bzw. der Anisotropie der Einzelschichten, gilt es zunächst zu untersuchen, wie die Kraftübertragung in die verschiedenen ausgerichteten Schichten stattfindet. Dabei wird sich auf BSP mit orthogonal angeordneten Schichten beschränkt. Das bedeutet in einem weiteren Schritt, dass die Prüfkörper so im Versuchsrahmen orientiert sind, dass die Lagen entweder parallel oder orthogonal zum Rahmenschinkel ausgerichtet sind. Abb. 7-1 illustriert den Sachverhalt.

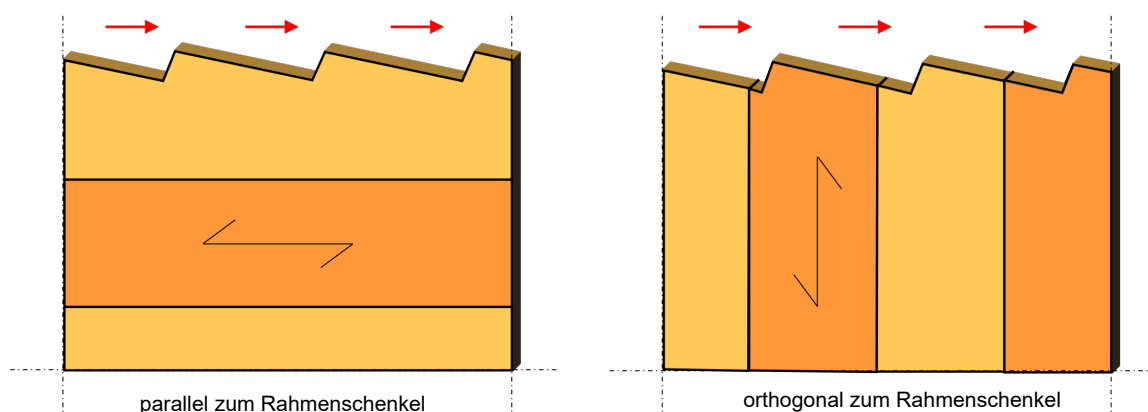


Abb. 7-1: Illustration eingeschnittener Kerwen in verschieden ausgerichteten Schichten (eigene Darstellung)

Über das anisotrope Materialverhalten von Holz wurde in 3.1 unterrichtet. Holz weist demnach bei Belastung in Faserrichtung die größten Widerstände auf. Bei der Tragfähigkeitsermittlung der Einzelkerwen wird auf Basis dieser Tatsache davon ausgegangen, dass parallel zum Rahmenschinkel angeordnete Seitenbretter 100% der auf der betreffenden Seite eingeleiteten Kraft aufnehmen.

Inwieweit orthogonal zum Rand angeordnete Bretter bei der Lastabtragung beteiligt sind, wird in dieser Arbeit nicht weiter beleuchtet. Der Einfluss nicht parallel zum Rahmenschinkel ausgerichteter Lagen auf die Scheibenschubkenngrößen durch z.B. Versperrungseffekte (Locking) könnte Gegenstand weiterführender Forschung sein.

Es wird weiter davon ausgegangen, dass alle Lagen die gleiche Dicke aufweisen.

7.2 Geometrische Ausgangslage

7.2.1 Einzelkerve

Es gilt anfänglich zu definieren, dass die einzelnen Kerwen (Zähne) identische Dimensionen besitzen sollen. Dieser Umstand ermöglicht eine wesentlich kostengünstigere Fertigung.

Die Abmessungen der Einzelkerwen werden wie folgt definiert:

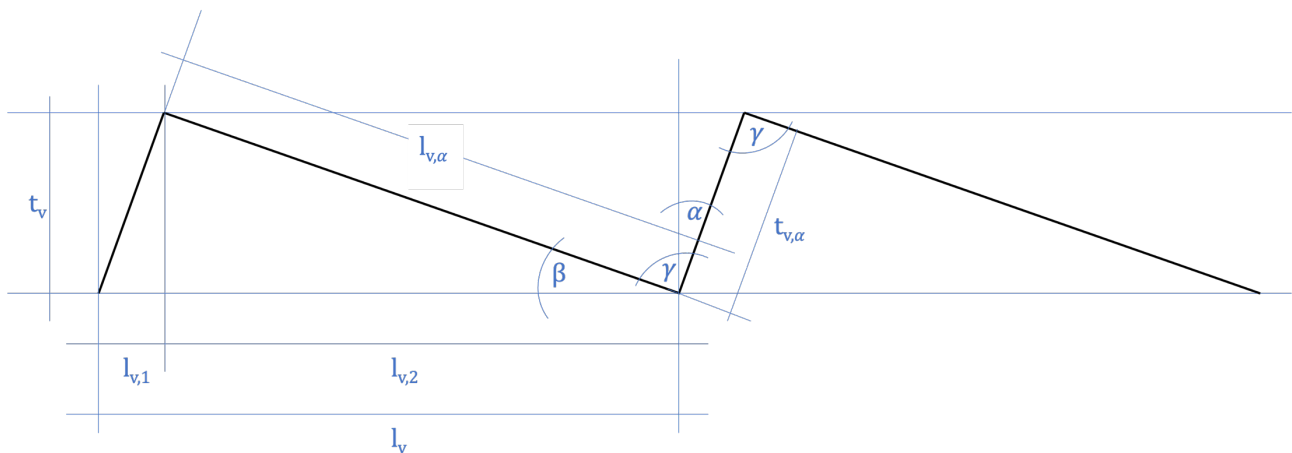


Abb. 7-2: Abmessungen an der Einzelkerve (eigene Darstellung)

mit:

α, β, γ	Winkel
t_v	Kervertiefe (orthogonal)
$t_{v,\alpha}$	Tiefe der Kontaktfläche (ausgerichtet)
l_v	Kerwenlänge (orthogonal)
$l_{v,1}$	Teillänge 1 Kerve (Kontaktfläche, orthogonal)
$l_{v,2}$	Teillänge 2 Kerve (orthogonal)
$l_{v,\alpha}$	Länge des Kervenrückens (ausgerichtet)

7.2.2 Prüfkörperseite

Es wird weiter festgelegt, dass die Anordnung der Kerwen für alle vier Prüfkörper-, bzw. Rahmenseiten identisch ist. Das ergibt sich aus der punktsymmetrischen Wirkweise der Vorrichtung.

Die Kerwen werden entsprechend der jeweiligen Schubflussrichtung angeordnet. Die Gesamtheit bzw. Anordnung der Kerwen je Seite wird nachfolgend als Kerwenbild bezeichnet.

Die Abmessungen der Seiten werden wie folgt definiert:

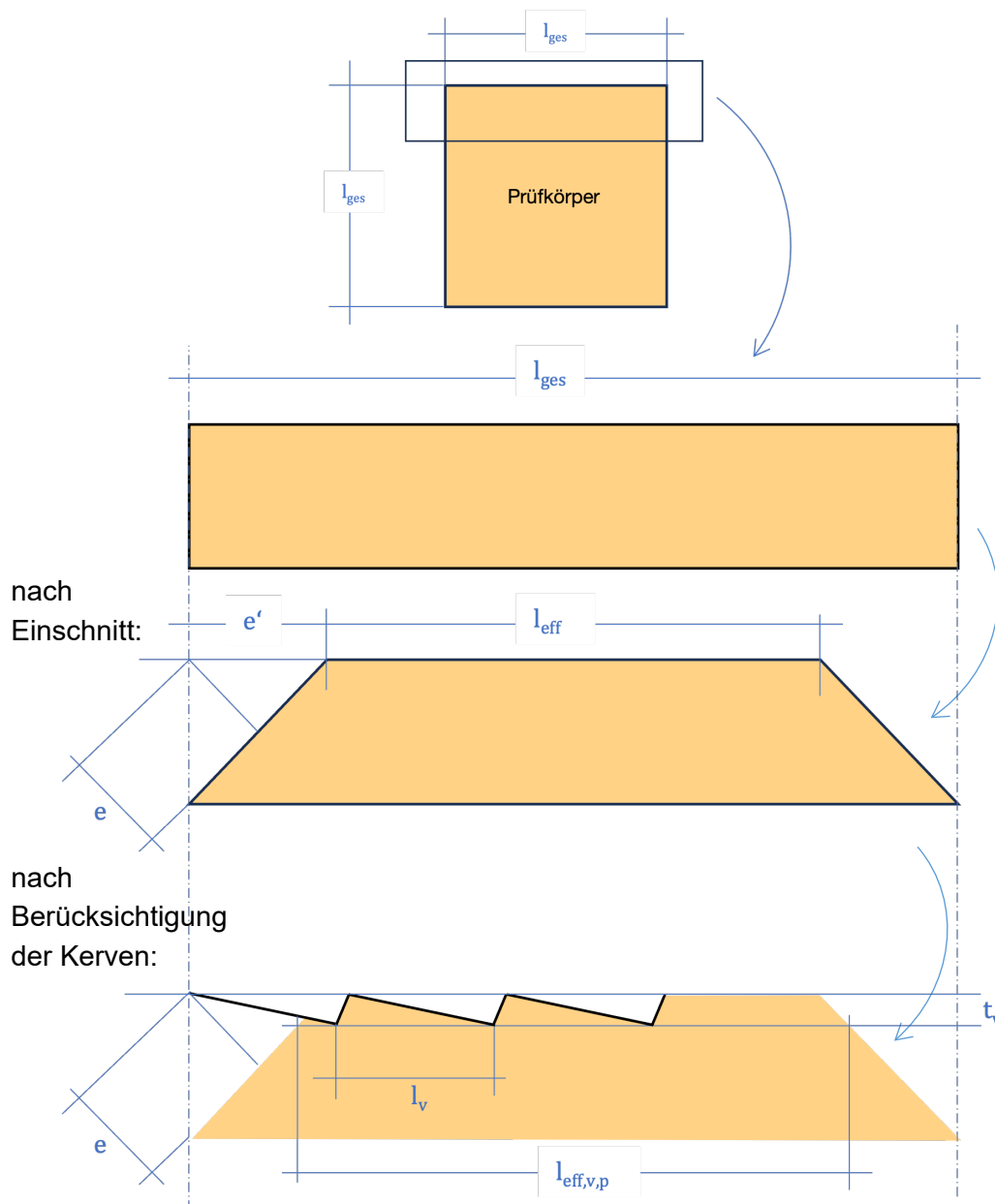


Abb. 7-3: Abmessungen an der Prüfkörperseite (eigene Darstellung)

mit:

l_{ges} Seitenlänge Prüfkörper (auch a)

e	Einschnitttiefe (ausgerichtet)		
e'	Einschnitttiefe (orthogonal)	$e' = \sqrt{2} e$	(7-1)
l_{eff}	effektive Restlänge nach Einschnitt	$l_{\text{eff}} = l_{\text{ges}} - 2 \cdot \sqrt{2} e$	(7-2)
$l_{\text{eff,v,p}}$	potenzielle Scherlänge	$l_{\text{eff,v,p}} = l_{\text{eff}} + 2 \cdot t_v$	(7-3)
t_v, l_v	Kervertiefe, Kervlänge (Vgl. 7.2.1)		

7.2.3 Randkerve

Für die Randsituation des Kervenbildes werden folgende Abmessungen definiert:

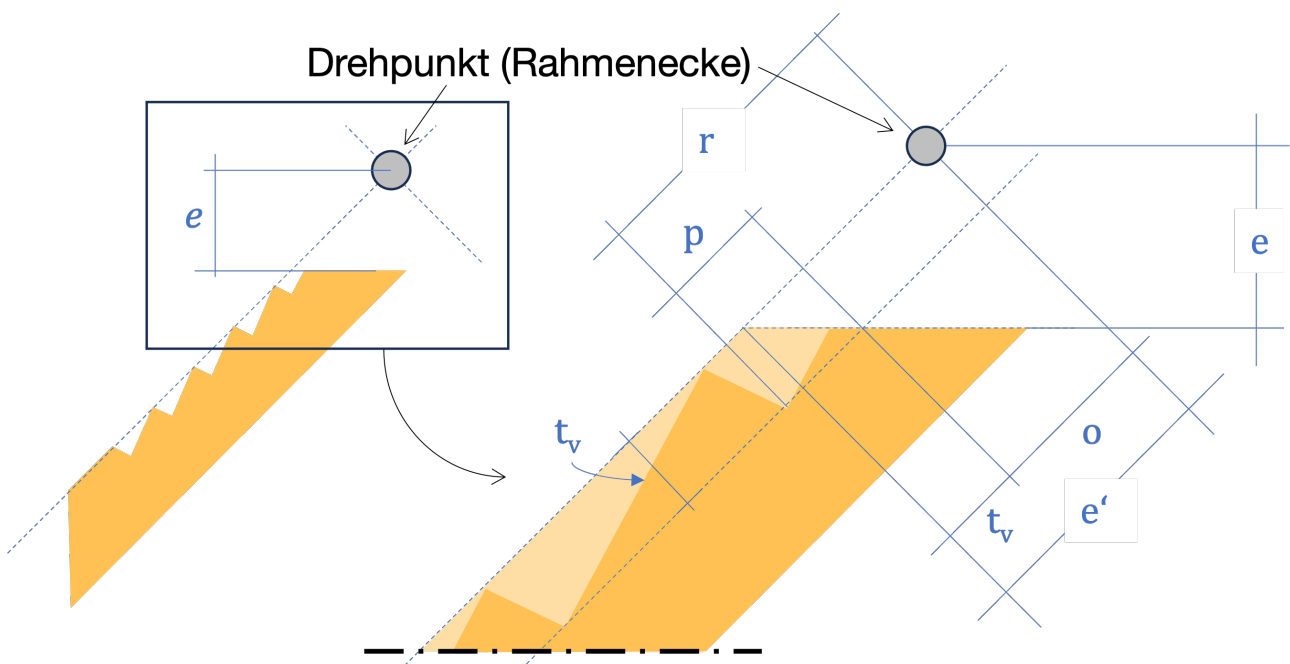


Abb. 7-4: Darstellung aller Abmessungen im Randbereich des Kervenbildes (eigene Darstellung)

mit:

r	Randabstand von Drehpunkt zum Tal der Randkerve		
p	Anteil der nicht wirksamen Scherlänge		
o	Differenz von r und p, sowie e' und t_v	$o = r - p$	(7-4)
		$o = e' - t_v$	(7-5)

t_v, e, e' Kervertiefe (Vgl. 7.2.1), Einschnitttiefe (Vgl. 7.2.2)

7.3 Optimierungskonzept

7.3.1 Kervertagfähigkeit

Wie in 5.2.2 beschrieben, ist die Tragfähigkeit einer Kerve abhängig von ihrer Länge sowie der Tiefe. Die unterschiedlichen Versagensmechanismen Druckversagen der Kervenflanke und Abscheren der Kerve sind jeweils beeinflusst durch die jeweilige Abmessung. Die Summe der Tragfähigkeiten der Einzelkerven ergibt die Gesamttragfähigkeit des Kervenbildes.

$$R_{k,ges} = \sum_{i=1}^{n_K} R_{k,i} = n_K \cdot R_k \quad (7-6)$$

mit:

n_K Anzahl der Kerven je Seite

Die jeweiligen Widerstände der Einzelkerven einer Lage setzen sich wie folgt zusammen:

Druckwiderstand der Kervenflanke: $R_{k,c} = A_0 \cdot f_{c,0,k} \quad (7-7)$

$$A_0 = t_L \cdot t_{v,\alpha} \quad (7-8)$$

mit:

A_0 Fläche der Kervenflanke

$f_{c,0,k}$ charakteristische Druckfestigkeit parallel zur Faser

t_L Brettdicke (Lagendicke)

$t_{v,\alpha}$ Tiefe der Kontaktfläche (ausgerichtet) (Vgl. 7.2.1)

Schubwiderstand der Kerve: $R_{k,v} = A_v \cdot f_{v,k} \quad (7-9)$

$$A_v = t_L \cdot l_v \quad (7-10)$$

mit:

- A_v Schubfläche der Kerve
- $f_{v,k}$ charakteristische Schubfestigkeit
- t_L Brettdicke (Lagendicke)
- l_v Kervlänge (orthogonal) (Vgl. 7.2.1)

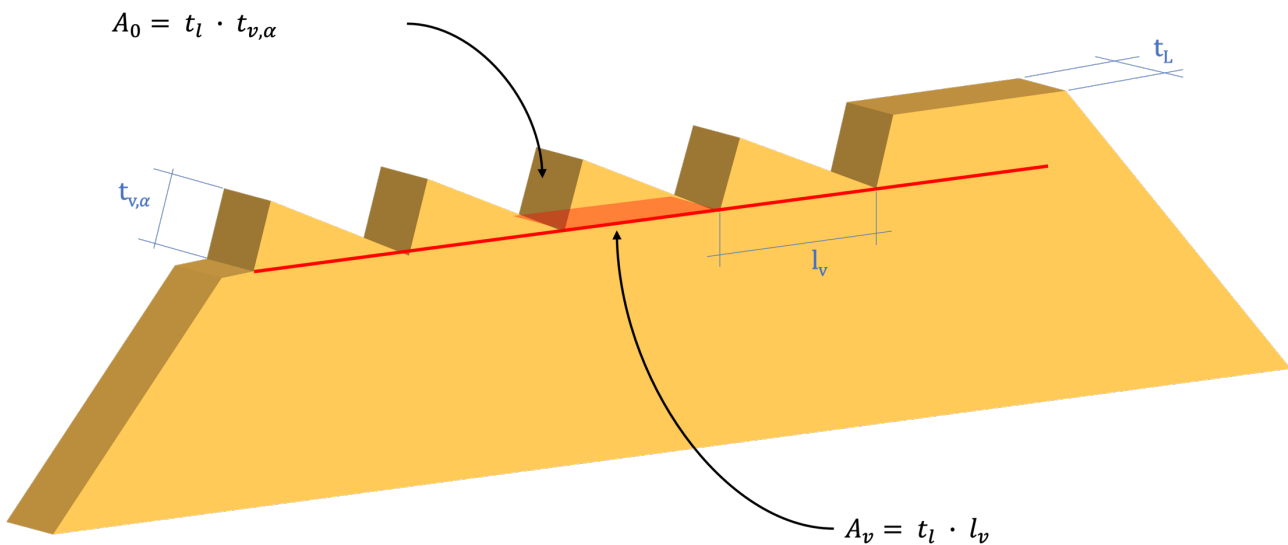


Abb. 7-5: Darstellung der wesentlichen Flächen zur Tragfähigkeitsermittlung der Kerven (eigene Darstellung)

An dieser Stelle sei erwähnt, dass gemäß des nationalen Anhangs des EC 5 [30] (NCI NA. 12.1 (NA. 4)) bei der Berechnung der Querschnittsfläche für den Scherspannungsnachweis eine wirksame Breite anzusetzen ist. Zur Berücksichtigung des Einflusses von Rissen wird dabei die vorhandene Breite (hier t_L) durch den Faktor k_{cr} abgemindert. Dieser errechnet sich nach [30] NDP Zu 6.1.7(2) für Vollholz zu:

$$k_{cr} = \frac{2,0}{f_{v,k}} \quad (7-11)$$

Wird die Tragfähigkeit der Kerve nicht Schichtweise, sondern am gesamten Bauteil ermittelt, kann die Abminderung gemäß [30] entfallen. Es wird jedoch bei der Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit zunächst auf den Ansatz dessen verzichtet.

Auf Grundlage des Prinzips des schwächsten Gliedes in der Kette ergibt sich die Gesamttragfähigkeit des Kerwenbildes zu:

$$R_{k,ges,max} = \min \left\{ \begin{matrix} R_{k,ges,c} \\ R_{k,ges,v} \end{matrix} \right. \quad (7-12)$$

Die Gesamttragfähigkeit ist abhängig von den Abmessungen (t_v und l_v) in Kombination mit der Kerwenanzahl je Seite (n_K).

7.3.2 Verbundsteifigkeit

Wie in Abb. 7-6 erkennbar wird, resultiert der Kerwenwinkel bei der Kraftübertragung der parallel zur Scheibenkante verlaufenden Schubbelastung in einer abtreibenden Kraft F_{90} . Sie berechnet sich zu:

$$F_{90} = F \cdot \sin(\alpha) \quad (7-13)$$

In Abb. 7-7 ist dieses Verhältnis für eine Referenzgröße von $F = 100$ kN grafisch dargestellt. Je größer der Winkel wird, desto größer wird auch die abtreibende Kraft.

Wie Michelfelder in [11] herausgearbeitet hat, ziehen größere Kerwenwinkel auch gleichzeitig eine Verminderung der Verbundmittelsteifigkeit nach sich. Um die Steifigkeit des Verbunds zu maximieren, folgt demnach als Randbedingung, den Kerwenwinkel so minimal wie möglich zu gestalten.

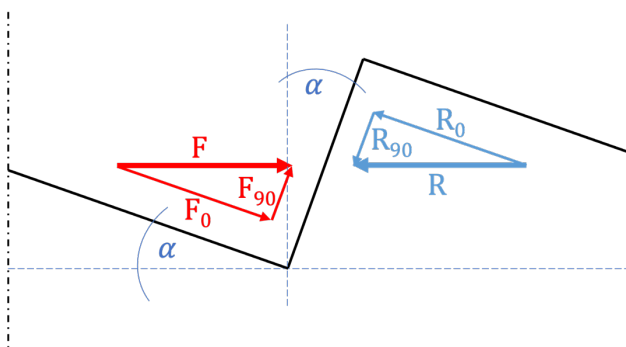


Abb. 7-6: Einfluss des Kerwenwinkels auf die Kraftübertragung (eigene Darstellung)

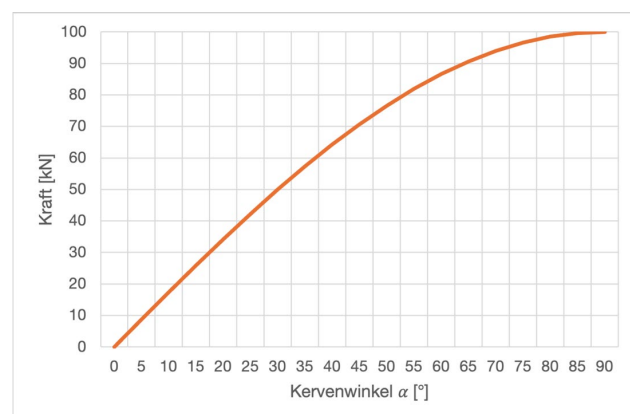


Abb. 7-7: Einfluss des Winkels auf die Größe der abtreibenden Kraft F_{90} (orangefarbener Graph) mit $F = 100$ kN

7.3.3 Optimierungsbedingungen

Die Optimierungsbedingungen lassen sich nun abschließend wie folgt definieren:

Tab. 7-1: Auflistung der Optimierungsbedingungen

Parameter	Bedingung
Druckwiderstand der Kervenflanke $R_{k,0}$	Maximierung ↑
Schubwiderstand der Kerbe $R_{k,v}$	Maximierung ↑
Kervenwinkel α	Minimierung ↓

Unter diesen Voraussetzungen soll sowohl die **Tragfähigkeit in Anlehnung an 7.3.1** als auch die **Verbundsteifigkeit in Anlehnung an 7.3.2** maximiert werden.

7.3.4 Toleranzen

Es wird festgelegt, dass alle Abmessungen in Zusammenhang mit dem formulierten Problem auf den ganzzahligen Millimeter [mm] gerundet werden. Alle Winkel werden ganzzahlig in Grad [°] ausgedrückt. Diese Einschränkungen werden aus fertigungstechnischen Gesichtspunkten gemacht und als mathematisch hinreichend genau angesehen.

7.4 Randbedingungen

In diesem Unterkapitel werden die Randbedingungen, welche sich durch bestehende Geometrien und weitere Anforderungen ergeben, dargelegt.

7.4.1 Abmessungen des Bestandsrahmens

Wie in 1.3 erwähnt, gilt die Modifikationsforschung einem bestehenden Prüfrahmen. Die Vorrichtung wurde 2021 von Holzinger im Zuge seiner Masterthesis konzipiert [10] und im Anschluss von der Firma *HUNDEGGER* gefertigt.

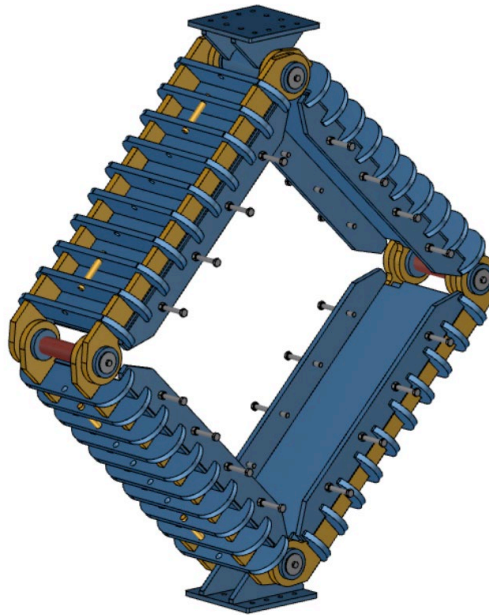


Abb. 7-8: Perspektivische Visualisierung der Prüfvorrichtung von Holzinger, aus [10]

In Abb. 7-8 wird anschaulich, dass die Rahmeninnenflächen weder behandelt noch modifiziert sind, um einen Verbund zwischen Prüfkörper und Vorrichtung herzustellen. Holzinger spricht zwar eine optionale Rutsicherung durch Schweißpunkte an, diese kommt jedoch nicht zur Ausführung. Die ebenfalls in Abb. 7-8 dargestellten Schrauben in den Seitenblechen der Rahmenschenkel dienen lediglich der Lagesicherung des Prüfkörpers [10].

Die geometrischen Randbedingungen für die Konzeption der Kerven sind demnach durch die bestehenden Abmessungen der Prüfvorrichtung gegeben. Dafür liegen sowohl die Fertigungspläne der Firma *HUNDEGGER*, sowie CAD-Zeichnungen von Holzinger vor. In der nachfolgenden Abb. 7-9 ist ein Ausschnitt des Fertigungsplans „Klemmbacke 1“ mit ergänzter Bemaßung dargestellt.

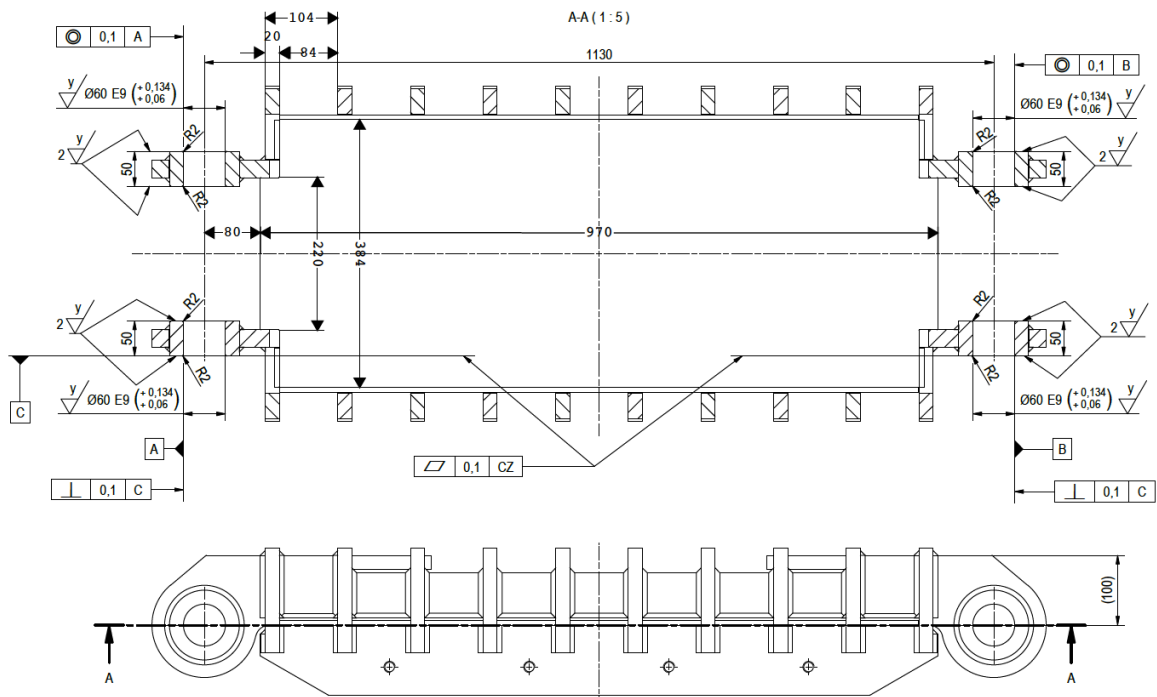


Abb. 7-9: Ausschnitt des Fertigungsplans „Klemmbacke 1“ der Firma *HUNDEGGER*, gezeichnet Remmele. Einige Maßketten ergänzt

7.4.2 Reversierbarkeit

Das hier beschriebene Vorhaben ist Gegenstand der Forschung und das gewählte Vorgehen keinesfalls trivial. Die Modifikation des Rahmens soll deshalb nach Möglichkeit zerstörungsfrei und reversibel gestaltet werden. Sollten die praktischen Versuchsdurchführungen nicht die erwarteten Ergebnisse aufweisen bzw. zu einer Falsifizierung der Anfangsthese (Vgl. 1.3) führen, steht die Vorrichtung trotzdem für weitere Untersuchungen und Forschungsprojekte zur Verfügung.

In diesem Zuge wurde sich für ein additives, lösbares Befestigungskonzept entschieden. Die Zähne (Kervenstempel) der Rahmenseite sollen einzeln aus dem Baustahl S355J2 gefertigt und mit Löchern mit eingeschnittenem Gewinde versehen werden. Die Innenfläche des Prüfrahmens wird mit übergroßen Löchern ($\varnothing 20$ mm) versehen. So soll mit jeweils zwei HV-Schrauben (M16, SFK 10.9) pro Kervenstempel eine gleitfeste Verbindung hergestellt werden. Die Schraube wird auf diese Weise nicht auf Abscheren beansprucht. Durch die übergroßen Löcher im Prüfrahmen ist darüber hinaus ein gewisses Spiel an Justierbarkeit gegeben.

Die charakteristische Tragfähigkeit dieser auf Abscheren beanspruchten Verbindung ergibt sich zu (ein Kervenstempel):

$$F_{s,Rk,ges} = 112,1 \text{ kN}$$

Der vollständige Nachweis ist Anhang B: Nachweis der Schraubenverbindung zu entnehmen.

Dieses Befestigungskonzept bringt mit sich, dass die Montagefähigkeit bei der Konzeption berücksichtigt werden muss. Insbesondere zum Anziehen der Schrauben zwischen den Rippen muss ausreichend Raum vorgesehen werden.

7.4.3 Reproduzierbarkeit

Als weiterer Entwurfsparameter gilt die Prämisse der einfachen und kostengünstigen Reproduzierbarkeit, denn eine Etablierung der Prüfmethodik setzt dies voraus. Die Präparation der Prüfkörper sollte demnach so simpel wie möglich und insbesondere nicht auf großformatige, hoch technologisierte Abbundanlagen wie CNC-Fräsen angewiesen sein.

In Abstimmung mit dem beteiligten Forschungsteam wurde sich in diesem Zuge darauf geeinigt, dass die Kerven, entsprechend der additiven Befestigung der Kervenstempel am Prüfrahm (Vgl. 7.4.2), mithilfe einer Kerwenfräse aus den Prüfkörpern herausgefräst werden. Alle Kerven sollen dabei, wie bereits erwähnt, identisch sein. Die Geometrie der Kerven ist deshalb abhängig von den Abmessungen des Fräskopfes. In diesem Zusammenhang wurde sich auf die Dimensionen eines Standardfräskopfes ($\varnothing 150 \times 115 \text{ mm}$) der in Abb. 7-10 dargestellten Kerwenfräse ZK 115 Ec des Herstellers *MAFELL* verständigt. Der vermaßte Standardfräskopf ist in Abb. 7-11 illustriert.

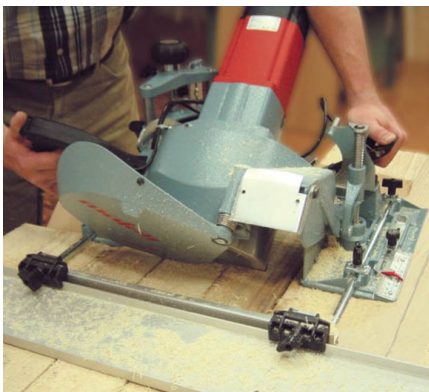


Abb. 7-10: Kerwenfräse ZK 115 Ec von *MAFELL* im Einsatz, aus [1]

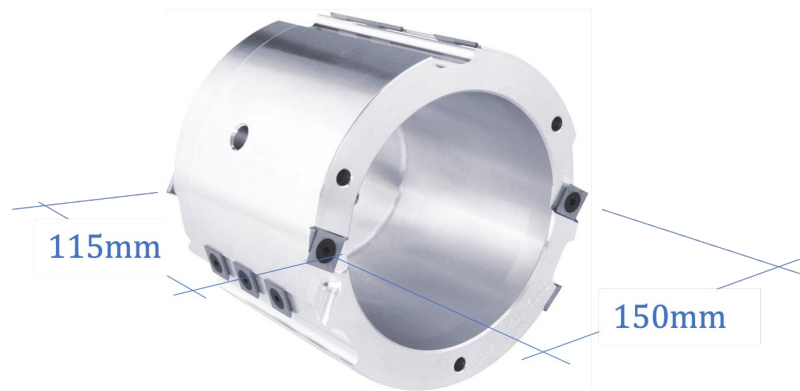


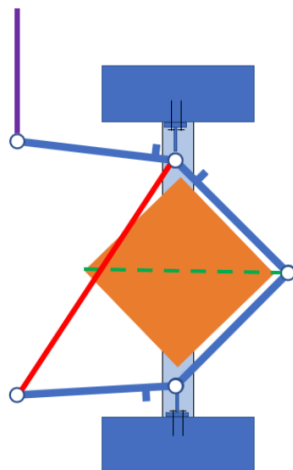
Abb. 7-11: Modifizierte Abbildung des Kerwenfräskopfes $\varnothing 150 \times 115 \text{ mm}$ von *MAFELL*®, aus [1]

7.4.4 Beschädigungsfreier Prüfkörpereinbau

Eine weitere Randbedingung bei dem Entwurf der Kerven stellt die Einbaubarkeit der Prüfkörper in den Prüfrahm dar. Wie in Abb. 7-12 verbildlicht, wird zum Wechseln der Prüfkörper bei laufender Serie ein seitliches Gelenk des Rahmens geöffnet. Ist der Prüfkörper im aufgeklappten Rahmen platziert, muss daher sichergestellt werden, dass die wesentlich härteren Zähne der

Rahmenschenkel beim Zuklappen nicht die in den hölzernen Prüfkörper eingefrästen Kerfen beschädigen.

Wechsel bei laufender Prüfserie



- Lagesicherung PK an Bolzen rechts (Zugband grün)
- Sicherung Rahmenschenkel links unten (Zugband rot)
- Öffnen Rahmen durch Entfernen Bolzen links
- Rahmenschenkel links oben anhängen und nach oben ziehen (lila)
- Sicherung PK (grün) lösen
- PK wechseln (von Hand oder mit Kran)
- Rahmen wieder schließen, s.o.

Abb. 7-12: Piktogramm mit Erklärung von Holzinger aus der Montageanleitung aus [10]

7.5 Geometrische Abhängigkeiten des Kervenbildes

Nachfolgend werden mithilfe der formulierten Randbedingungen (Vgl. 7.4) geometrische Abhängigkeiten der Kerfen herausgearbeitet. Ziel ist es, die Anzahl unabhängiger Parameter zu minimieren.

7.5.1 Fräskopfgeometrie

Aus der in 7.4.3 formulierten Randbedingung (Reproduzierbarkeit – Nutzung einer Kervenfräse) ergeben sich folgende Vereinfachungen und Beziehungen zwischen den Abmessungen der Einzelkerve (Vgl. 7.2.1):

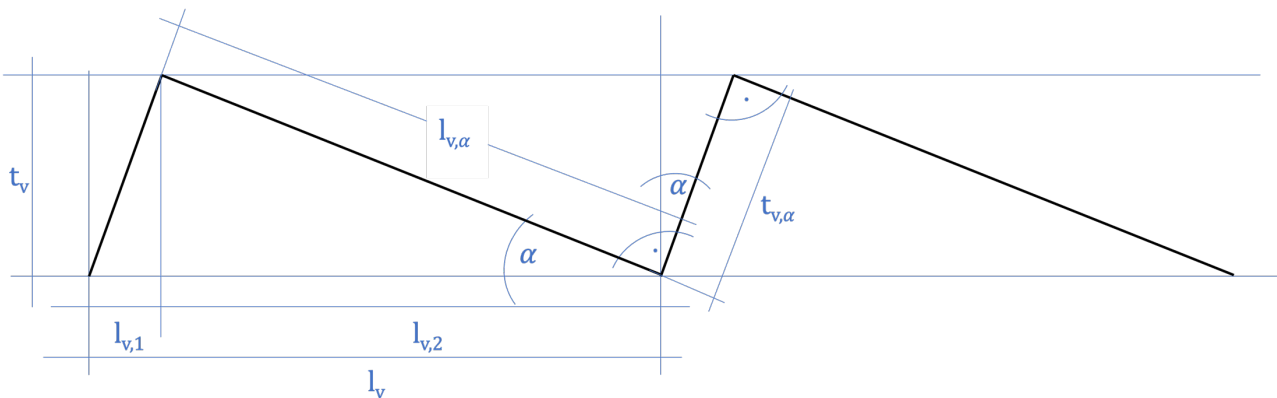


Abb. 7-13: Vereinfachte Abmessungen an der Einzelkerve (eigene Darstellung)

Bedingt durch die Form des Fräskopfes wird zunächst der Winkel γ aus Abb. 7-2 stets zu 90° (Tal- und Gipfelwinkel).

$$\gamma = 90^\circ \quad (7-14)$$

Daraus folgt, dass α und β kongruent werden.

$$\alpha = \beta \quad (7-15)$$

Dieser Winkel wird fortlaufend α genannt und als Kerwenwinkel bezeichnet.

Die in 7.2.1 beschriebene, ausgerichtete Länge des Kervenrückens $l_{v,\alpha}$ lässt sich nun wie folgt durch Kerwenwinkel und -tiefe darstellen:

$$l_{v,\alpha} = \frac{t_v}{\sin(\alpha)} \leq 105 \text{ mm} \quad (7-16)$$

Die Länge darf gemäß der Maximalabmessung des Fräskopfes (115 mm) mit Berücksichtigung von 10 mm Spiel maximal 105 mm betragen.

Die ausgerichtete Kervertiefe $t_{v,\alpha}$ kann auf analoge Weise dargestellt werden:

$$t_{v,\alpha} = \frac{t_v}{\cos(\alpha)} \leq 140 \text{ mm} \quad (7-17)$$

Diese Abmessung ist ebenfalls durch die Dimension des Fräskopfes ($\varnothing 150$ mm) mit Berücksichtigung von 10 mm Spiel beschränkt.

Auch die Kervlänge l_v lässt sich durch Kervwinkel- und tiefe repräsentieren:

$$l_v = \frac{2 \cdot t_v}{\sin(2\alpha)} \quad (7-18)$$

Des weiteren gilt:

$$l_v = l_{v,1} + l_{v,2} \quad (7-19)$$

Die orthogonalen Teillängen der Kerbe, $l_{v,1}$ und $l_{v,2}$, können obendrein durch Kervwinkel und -tiefe ausgedrückt werden:

$$l_{v,1} = t_v \cdot \sin(\alpha) \quad (7-20)$$

$$l_{v,2} = \frac{t_v}{\tan(\alpha)} \quad (7-21)$$

Unter Verwendung der Formel (7-18) lässt sich auch der Kervwinkel in Abhängigkeit von orthogonaler Kervlänge und -tiefe identifizieren:

$$\alpha = \frac{\sin^{-1}\left(\frac{2 \cdot t_v}{l_v}\right)}{2} \quad (7-22)$$

7.5.2 Rippenraster

Die Randbedingung 7.4.2 (Reversierbarkeit) schafft durch die Voraussetzung der Montierbarkeit der Schrauben zwischen den Rippen eine Abhängigkeit der Kerven zum Rippenraster.

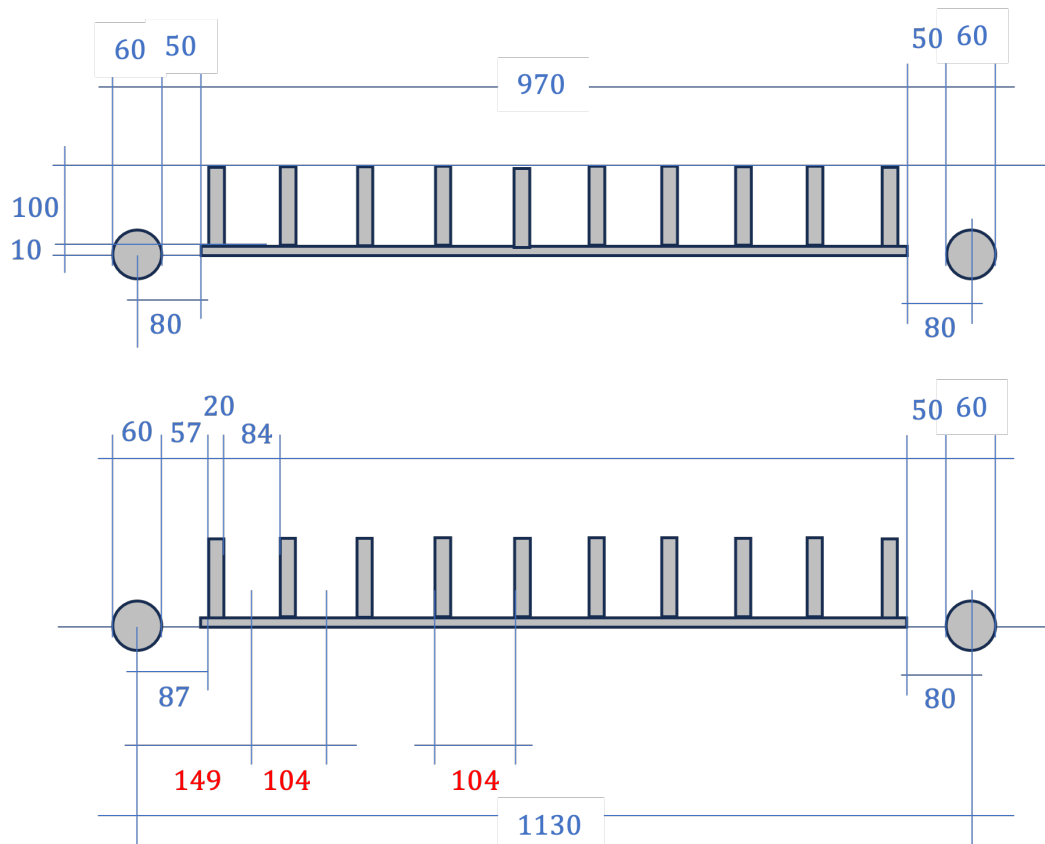


Abb. 7-14: Schemenhafte Darstellung wichtiger Abmessungen am Schnitt durch den Rahmenschenkel – Angaben in mm (eigene Darstellung)

Wie in Abb. 7-14 ersichtlich wird, sollte sich die Kervlänge l_v dem Rippenraster fügen, um durch die wiederholte Kervenanordnung ein sauberes Schraubenbild zu generieren. Es folgt deshalb:

$$l_v = 104 \text{ mm} \quad (7-23)$$

Über die Dreiecksungleichung kann damit auch die Erfüllung der Gleichung (7-16) dauerhaft garantiert werden.

7.5.3 Randsituation

Für eine optimale Ausnutzung der potenziellen Scherlänge $l_{\text{eff},v,p}$ (Vgl. 7.2.2) sollte der Anteil der nicht wirksamen Scherlänge p (Vgl. 7.2.3) minimiert werden. Das bedeutet, die erste Kervflanke sollte so weit wie möglich am Rand der effektiven Restlänge nach Einschnitt liegen.

Durch die Voraussetzung des beschädigungsfreien Prüfkörpereinbaus (Vgl. 7.4.4) ergibt sich jedoch folgender Anspruch an die Randkerve. Die Situation ist in den nachfolgenden Abb. 7-15 verbildlicht.

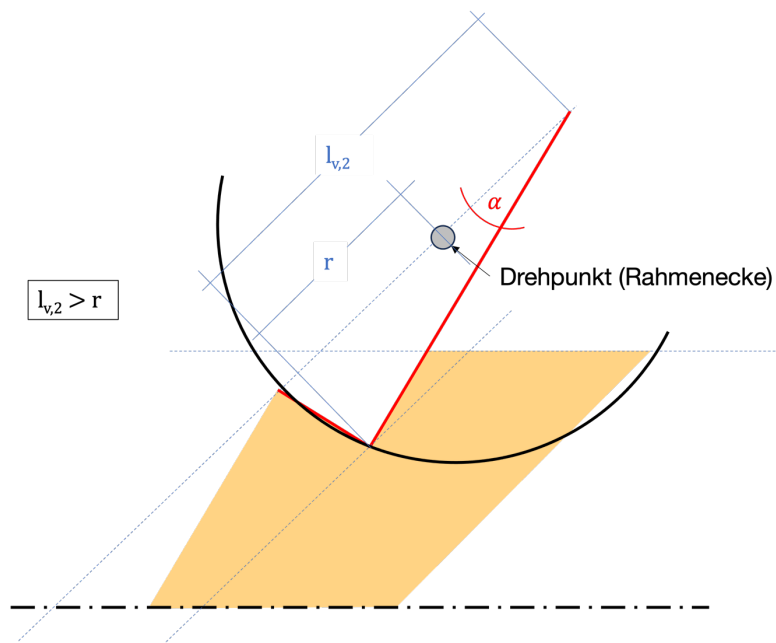


Abb. 7-15: Darstellung der Randkerve mit Rotationsbahn des Schenkels für $l_{v,2} > r$ (eigene Darstellung)

Aus der Illustration wird deutlich, dass für $l_{v,2} > r$ eine behindernde Überlagerung zwischen Rotationsbahn des Rahmenschenkels und Prüfkörper entsteht, welche bei Einbau zu einer eventuellen Beschädigung von diesem führen könnte.

Es entsteht demnach aus der Randbedingung 7.4.4 (Beschädigungsfreier Prüfkörpereinbau) folgende Abhängigkeit:

$$l_{v,2} \leq r \quad (7-24)$$

Die nachstehenden Grafiken untermauern diese Abhängigkeit.

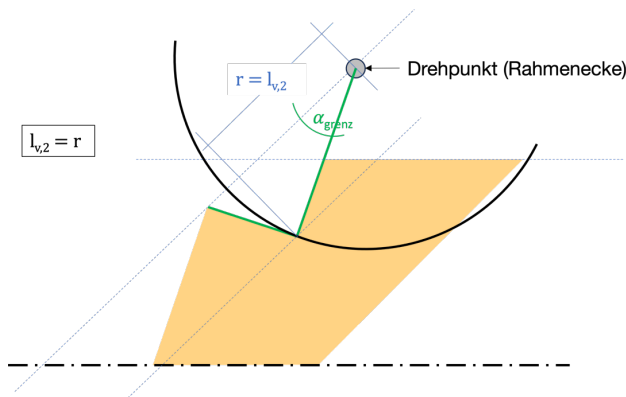


Abb. 7-16: Darstellung der Randkerve mit Rotationsbahn des Schenkels für $l_{v,2} = r$ (eigene Darstellung)

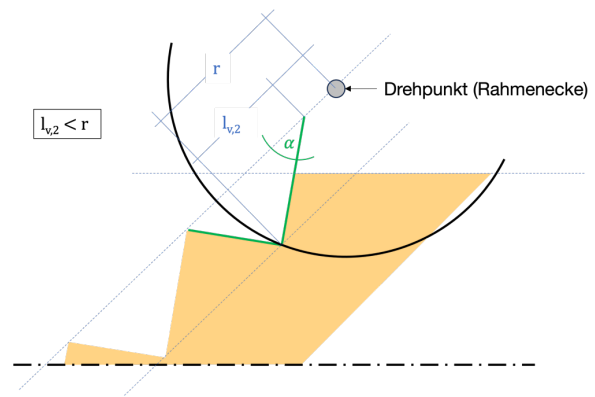


Abb. 7-17: Darstellung der Randkerve mit Rotationsbahn des Schenkels für $l_{v,2} < r$ (eigene Darstellung)

Die in 7.5.2 beschriebene Einschränkung durch das Rippenraster in Zusammenhang mit der anfänglich beschriebenen Minimierung der unwirksamen Scherlänge p schafft in einem weiteren Schritt einen Grenzwert r , wie aus Abb. 7-18 deutlich wird.

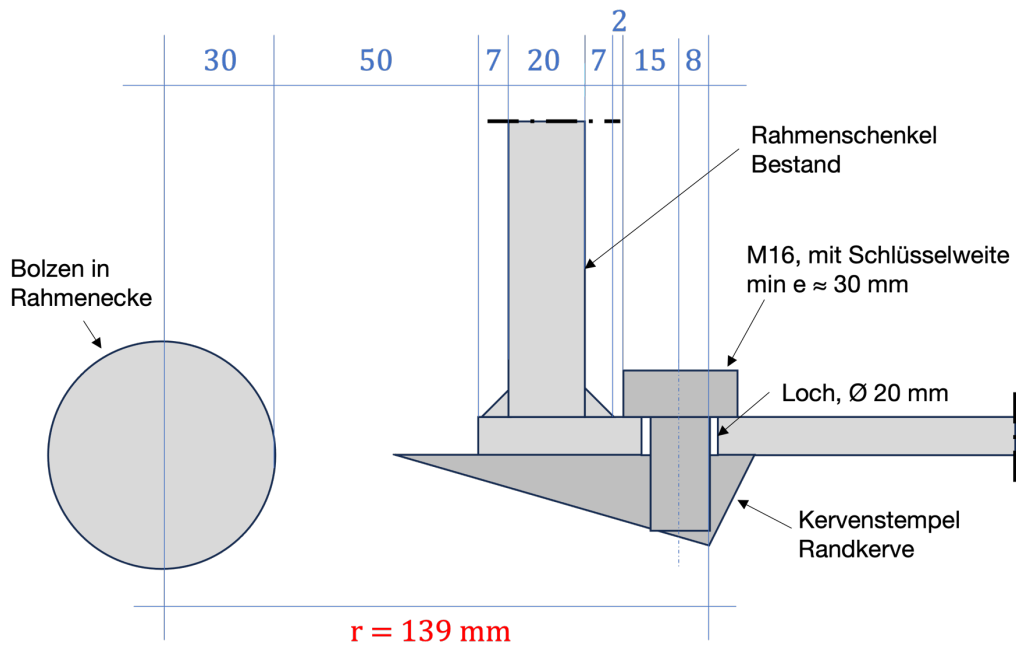


Abb. 7-18: Skizze zur Randsituation und Grenzwert für den Randabstand r , Angaben in mm (eigene Darstellung)

$$r = 139 \text{ mm}$$

(7-25)

Unter Verwendung von Gleichung (7-19) und (7-23) folgt:

$$l_{v,2} \leq 104 \text{ mm} \quad (7-26)$$

Damit gilt die formulierte Bedingung (7-24) unter (7-25) als dauerhaft erfüllt.

7.5.4 Verfügbare Länge

Aus 7.4.1 (Abmessungen des Bestandsrahmens) geht zuletzt die Prüfkörperbreite l_{ges} hervor:

$$l_{ges} = a = 1130 \text{ mm} \quad (7-27)$$

7.5.5 Kervenanzahl

Es lässt sich nun die Anzahl wirksamer Kerven beschreiben. Eine Kerve zählt dabei als wirksam, sobald die volle Kervenlänge verfügbar ist. Insbesondere die letzte Kerve muss eine Vorholzlänge aufweisen, die größer oder gleich der Kervenlänge l_v ist.

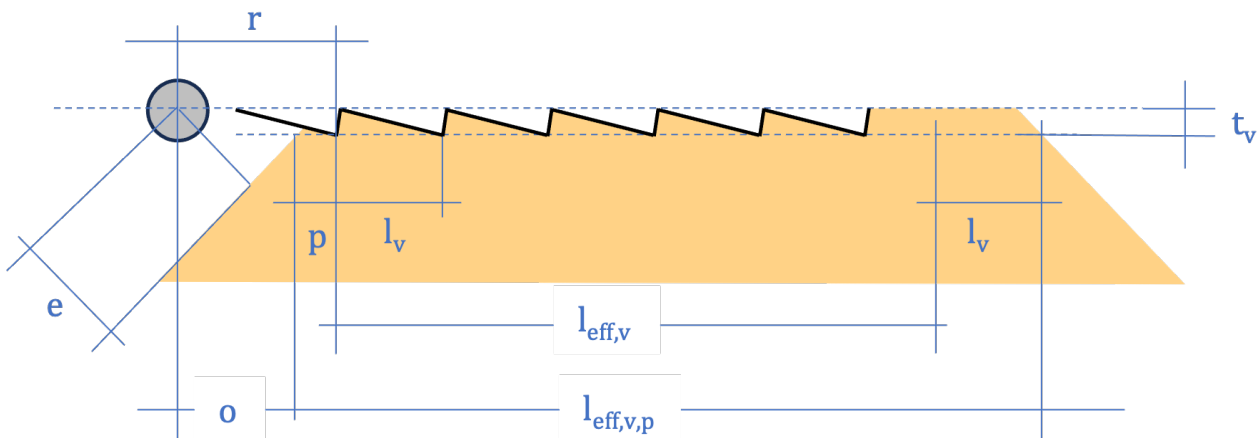


Abb. 7-19: Darstellung der geometrischen Abhängigkeiten des Kervenbildes (eigene Darstellung)

Nach Umformung von Gleichung (7-4) ergibt sich die nicht wirksame Scherlänge p zu:

$$p = r - o \quad (7-28)$$

Damit gilt:

$$l_{\text{eff},v} \quad \text{effektive Scherlänge} \quad l_{\text{eff},v} = l_{\text{eff},v,p} - p - l_v \quad (7-29)$$

$t_v, l_{v,2}, l_v$ Kervertiefe, (Teil-)Kervnlänge (Vgl. 7.2.1)

$e, l_{\text{eff},v,p}$ Einschnitttiefe, pot. Scherlänge (Vgl. 7.2.2)

o, p Teillängen Randabstand (Vgl. 7.2.3)

Die Anzahl wirksamer Kerven lässt sich damit berechnen zu:

$$n_K = \left\lceil \frac{l_{\text{eff},v}}{l_v} \right\rceil \quad (7-30)$$

Durch die Subtraktion einer ganzen Kervnlänge von der potenziellen Scherlänge (Vgl. (7-29)) und der darauffolgenden Anwendung der Aufrundungsfunktion (Vgl. (7-30)) lässt sich sicherstellen, dass die Vorholzlänge der letzten Kerve mindestens der geforderten Kervnlänge l_v entspricht.

7.6 Lösung des Optimierungsproblems

Für die eindeutige Lösung des Problems werden zunächst die wenigen, verbleibenden unabhängigen Einflussparameter definiert.

7.6.1 Material

Wie aus 7.3 hervorgeht, müssen für eine eindeutige Ermittlung der Widerstände die charakteristischen Druck- sowie Schubfestigkeiten der Bretter identifiziert werden. Auch die Lagendicke ist hierbei von Bedeutung.

Deshalb wird innerhalb des Kontexts dieser Arbeit auch im Hinblick auf die numerischen Untersuchungen die Optimierung für ein 5-lagiges *MHM – Wandelement* gemäß der ETA-15/0760 durchgeführt. Das Produkt ist dem genagelten BSP zuzuordnen und wurde in 2.3 vorgestellt.

Wie bereits beschrieben, muss der zu prüfende Bauteilausschnitt parallel/orthogonal zu den Rahmenschenkeln in die Vorrichtung eingebaut werden.

Gemäß der europäischen technischen Bewertung ist das verwendete Material mindestens der Festigkeitsklasse C 16 zuzuordnen, was mit folgenden Eigenschaften einher geht:

$$\text{Druckfestigkeit in Faserrichtung} \quad f_{c,0,k} = 17,0 \text{ N/mm}^2 \quad (7-31)$$

$$\text{Schubfestigkeit:} \quad f_{v,k} = 3,2 \text{ N/mm}^2 \quad (7-32)$$

$$\text{Dicke der Bretter:} \quad t_L = 23 \text{ mm} \quad (7-33)$$

Die ermittelte Kerventragfähigkeit wird dementsprechend spezifisch für dieses gewählte Bauprodukt oder Bauprodukte mit identischen Eigenschaften sein.

7.6.2 Einschnitttiefe und effektive Restlänge

Nachfolgend wird die in Abb. 7-3 (7.2.2) eingeführte Einschnitttiefe e thematisiert.

Die Ecken des quadratischen Prüfkörpers werden bei der Präparierung im Maß e gekappt. Diese Maßnahme soll konstruktiv lokalen Versagensmechanismen in den Ecken vorbeugen. Insbesondere die Möglichkeit einer Quetschung der Ecken mit schließenden Winkeln, oder eines lokalen Druckversagens im Kräfteinleitungsbereich wie bei Bosl beschrieben [49] soll dadurch vermieden werden. Der Schnitt erfolgt dabei stets, die Symmetrie erhaltend, im Winkel von 45° .

Dennoch sollte dieser Eingriff so klein wie möglich gehalten werden, da die zur Erzeugung eines reinen Schubfeldes theoretisch erforderlichen Prüfkörperkanten verkleinert werden. Der Einfluss des Randeinschnitts auf die Scheibenschubspannungsverteilung wird im Rahmen numerischer Untersuchungen in 8.3.2 genauer untersucht. Auch die Maximierung der Anzahl wirksamer Kerwen erfordert eine möglichst große effektive Restlänge.

Es wird deshalb in Einklang mit den Dimensionen des bestehenden Prüfrahmens (7.4.1) definiert:

$$e' = 80 \text{ mm} \quad (7-34)$$

Dieses Maß entspricht dem Abstand von der Bolzenmitte bis zum Beginn des Bodenblechs (Vgl. Abb. 7-9). Nach Umformung der Gleichung (7-1) ergibt sich:

$$e = 56,57 \text{ mm} \quad (7-35)$$

Mit dieser Information kann auch die effektive Restlänge des Prüfkörpers l_{eff} nach Gleichung (7-2) berechnet werden:

$$l_{\text{eff}} = 970 \text{ mm} \quad (7-36)$$

7.6.3 Auflistung der konstanten Parameter und Abhängigkeiten

Zusammenfassend werden zunächst alle konstanten Parameter des Problems aufgelistet.

Tab. 7-2: Auflistung der konstanten Parameter

Brettdicke	$t_L = 23 \text{ mm}$	(7-24)
Prüfkörperbreite	$l_{\text{ges}} = a = 1130 \text{ mm}$	(7-27)
Kervenseitenlänge	$l_v = 104 \text{ mm}$	(7-23)
Einschnitttiefe	$e = 56,57 \text{ mm}$	(7-35)
effektive Restlänge nach Einschnitt	$l_{\text{eff}} = 970 \text{ mm}$	(7-36)
Randabstand	$r = 139 \text{ mm}$	(7-25)
char. Druckfestigkeit parallel zur Faser	$f_{c,0,k} = 17,0 \text{ N/mm}^2$	(7-31)
char. Schubfestigkeit	$f_{v,k} = 3,2 \text{ N/mm}^2$	(7-32)

Mithilfe der Randbedingungen (7.4) können jetzt auch alle übrigen Parameter in Abhängigkeit von der Kervertiefe t_v dargestellt werden. Es folgt eine Zusammenfassung der Formeln.

Tab. 7-3: Auflistung der Abhängigkeiten

Kervwinkel [°]	$\alpha = \frac{\sin^{-1}\left(\frac{2 \cdot t_v}{l_v}\right)}{2}$	(7-22)
Tiefe der Kervenflanke (ausgerichtet) [mm]	$t_{v,\alpha} = \frac{t_v}{\cos(\alpha)} \leq 140 \text{ mm}$	(7-17)
Teillänge 2 Kerbe (orthogonal) [mm]	$l_{v,2} = \frac{t_v}{\tan(\alpha)}$	(7-21)
potenzielle Scherlänge [mm]	$l_{\text{eff},v,p} = l_{\text{eff}} + 2 \cdot t_v$	(7-3)
Differenz zwischen e' und t_v [mm]	$o = e' - t_v$	(7-5)
Anteil der nicht wirksamen Scherlänge [mm]	$p = r - o$	(7-28)
effektive Scherlänge [mm]	$l_{\text{eff},v} = l_{\text{eff},v,p} - p - l_v$	(7-29)
Anzahl Wirksamer Kerven [-]	$n_K = \left\lfloor \frac{l_{\text{eff},v}}{l_v} \right\rfloor$	(7-31)

Fläche der Kervenflanke [mm ²]	$A_0 = t_L \cdot t_{v,\alpha}$	(7-8)
Scherfläche der Kerbe [mm ²]	$A_v = t_L \cdot l_v$	(7-10)
Druckwiderstand der Kervenflanke [N]	$R_{k,c} = A_0 \cdot f_{c,0,k}$	(7-7)
Schubwiderstand der Kerbe [N]	$R_{k,v} = A_v \cdot f_{v,k}$	(7-9)
Widerstände des Kervenbildes [N]	$R_{k,ges} = \sum_{i=1}^{n_K} R_{k,i} = n_K \cdot R_k$	(7-6)
Gesamttragfähigkeit des Kervenbildes [N]	$R_{k,ges,max} = \min \begin{cases} R_{k,ges,c} \\ R_{k,ges,v} \end{cases}$	(7-12)

7.6.4 Grafische Lösung

Aufgrund der Tatsache, dass es sich um ein ganzzahliges Optimierungsproblem handelt, kann es eindeutig grafisch gelöst werden.

Mit Abb. 7-20 folgt die grafische Darstellung der Optimierungsbedingungen (Vgl. 7.3.3). Dabei wird die Kerventiefe t_v [mm] $\in \mathbb{N}$ im Intervall [5, 50] auf der x-Achse abgebildet. Die Widerstände $R_{k,ges,c}$ und $R_{k,ges,v}$ [kN] $\in \mathbb{R}$ werden im Intervall [0, 220] auf der primären y-Achse dargestellt. Der Kervenwinkel $\alpha \in \mathbb{N}$ [°] wird im Intervall [0, 37] auf der sekundären y-Achse abgedruckt.

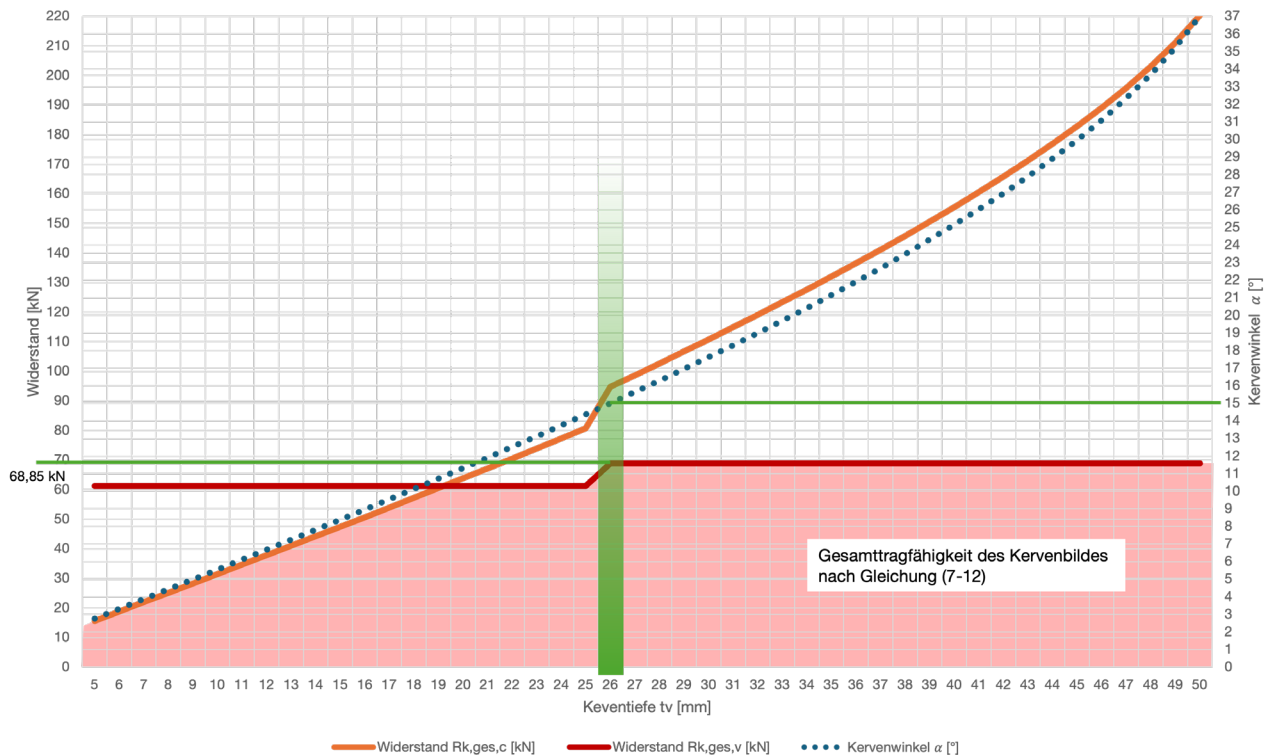


Abb. 7-20: Modifizierte, grafische Darstellung des Optimierungsproblems (eigene Darstellung)

Aus der modifizierten Darstellung des Optimierungsproblems geht hervor, dass mit steigender Kervertiefe t_v zunächst der Druckwiderstand der Kervenflanken (orangefarbener Graph) die Gesamttragfähigkeit bestimmt. Bei einer Tiefe von $t_v \approx 19$ mm schneiden sich die Graphen, was impliziert, dass die Tragfähigkeiten an dieser Stelle etwa gleich groß sind. Ab dieser Schnittstelle wird die Gesamttragfähigkeit durch den Schubwiderstand der Kerven (dunkelroter Graph) definiert. Bei $t_v = 26$ mm ist bei beiden Widerstandsgraphen ein Sprung erkennbar. Dieser Punkt markiert die Erhöhung von acht auf neun wirksame Kerven. Damit einher geht dementsprechend eine sprunghafte Erhöhung der maximalen Kervenbildtragfähigkeit, welche bei einem weiteren Anstieg der Tiefe nun konstant bleibt. Da der Kerwenwinkel α ebenfalls mit steigender Kervertiefe steigt, gilt die Geometrie beim ersten Erreichen der maximalen Kervenbildtragfähigkeit ($t_v = 26$ mm) als optimiert.

7.6.5 Auswertung

Es folgt die algebraische Auswertung dieses Punktes ($t_v = 26$ mm).

Kerwenwinkel α nach (7-22):

$$\alpha = \frac{\sin^{-1}\left(\frac{2 \cdot 26}{104}\right)}{2} = 15^\circ \quad (7-37)$$

Tab. 7-4: Auswertung des Optimierungsproblems für $t_v = 26$ mm

Tiefe der Kervenflanke (ausgerichtet)	$t_{v,\alpha} = \frac{26}{\cos(15)} = 26,92 \text{ mm} \leq 140 \text{ mm}$	(7-17)
Teillänge 2 Kerbe (orthogonal)	$l_{v,2} = \frac{26}{\tan(15)} = 97,03 \text{ mm}$	(7-21)
potenzielle Scherlänge	$l_{\text{eff},v,p} = 970 + 2 \cdot 26 = 1022 \text{ mm}$	(7-3)
Differenz zwischen e' und t_v	$o = 80 - 26 = 54 \text{ mm}$	(7-5)
Anteil der nicht wirksamen Scherlänge	$p = 139 - 54 = 85 \text{ mm}$	(7-28)
effektive Scherlänge	$l_{\text{eff},v} = 1022 - 85 - 104 = 833 \text{ mm}$	(7-29)
Anzahl wirksamer Kerben	$n_K = \left\lfloor \frac{833}{104} \right\rfloor = 9$	(7-31)
Fläche der Kervenflanke	$A_0 = 23 \cdot 26,92 = 619,16 \text{ mm}^2$	(7-8)
Scherfläche der Kerbe	$A_v = 23 \cdot 104 = 2392 \text{ mm}^2$	(7-10)
Druckwiderstand der Kervenflanke	$R_{k,c} = 619,16 \text{ mm}^2 \cdot 17 \text{ N/mm}^2 = 10,53 \text{ kN}$	(7-7)
Schubwiderstand der Kerbe	$R_{k,v} = 2392 \text{ mm}^2 \cdot 3,2 \text{ N/mm}^2 = 7,65 \text{ kN}$	(7-9)
Druckwiderstand des Kervenbildes	$R_{k,\text{ges},c} = 9 \cdot 10,53 = 94,77 \text{ kN}$	(7-6)
Schubwiderstand des Kervenbildes	$R_{k,\text{ges},v} = 9 \cdot 7,65 = 68,85 \text{ kN}$	(7-6)
Gesamttragfähigkeit des Kervenbildes	$R_{k,\text{ges},\text{max}} = \min \begin{cases} 94,77 \\ 68,85 \end{cases} = 68,85 \text{ kN}$	(7-12)

Nach Ansatz der abgeminderten Scherfläche mit k_{cr} gemäß Gl. (7-11) ergibt sich eine Tragfähigkeit des Kervenbildes von:

$$R_{k,\text{ges},\text{max},kcr} = \frac{2}{3,2} \cdot 68,85 \text{ kN} = 43,03 \text{ kN} \quad (7-38)$$

Die maximal aufnehmbare, resultierende Schubkraft für das hier untersuchte BSP-Produkt wird durch die Nebentragrichtung definiert, welche zwei Lagen umfasst. Unter den aufgestellten

Bedingungen kann durch den entworfenen Verbund mittels Kerven demnach eine charakteristische, resultierende Kraft als Schub in das Bauteil eingeleitet werden von:

$$R_{k,K,xy} = 2 \cdot 43,03 \text{ kN} = 86,06 \text{ kN} \quad (7-39)$$

Mit der Beziehung

$$n_{xy} = \frac{F_{xy}}{a} \quad (7-40)$$

lässt sich mit der Umrechnungsformel (4-23) die entsprechende vertikale Belastung des Prüfrahmens ermitteln:

$$F_y = \sqrt{2} \cdot F_{xy} = \sqrt{2} \cdot 86,06 \text{ kN} = 121,71 \text{ kN} \quad (7-41)$$

7.6.6 Fertigungsplanung

Auf Basis des abgeschlossenen Optimierungsprozesses werden weiterführend die Fertigungspläne der Kervenstempel sowie ein Abbundplan für die Prüfkörper erstellt. Sie sind dem Anhang C: Fertigungspläne der Kervenstempel und Rahmenpräparation zu entnehmen.

Teilzeichnungen aus den Plänen sind in den folgenden Abbildungen dargestellt. Sie sind als maßstabslos anzusehen.

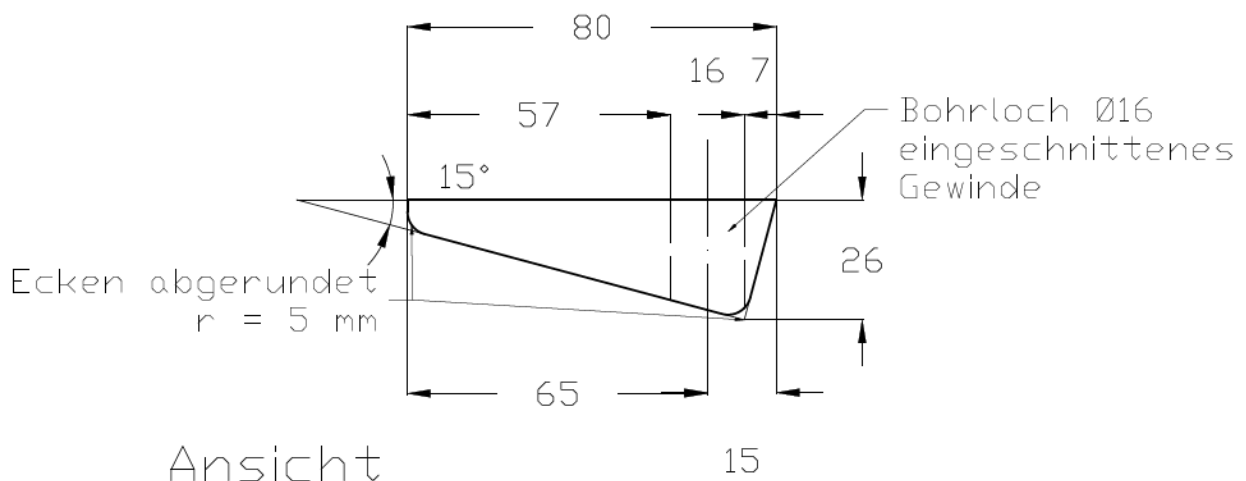


Abb. 7-21: Teilzeichnung aus dem Plan „Kervenstempel_01“ – Ansicht, gezeichnet Fricke

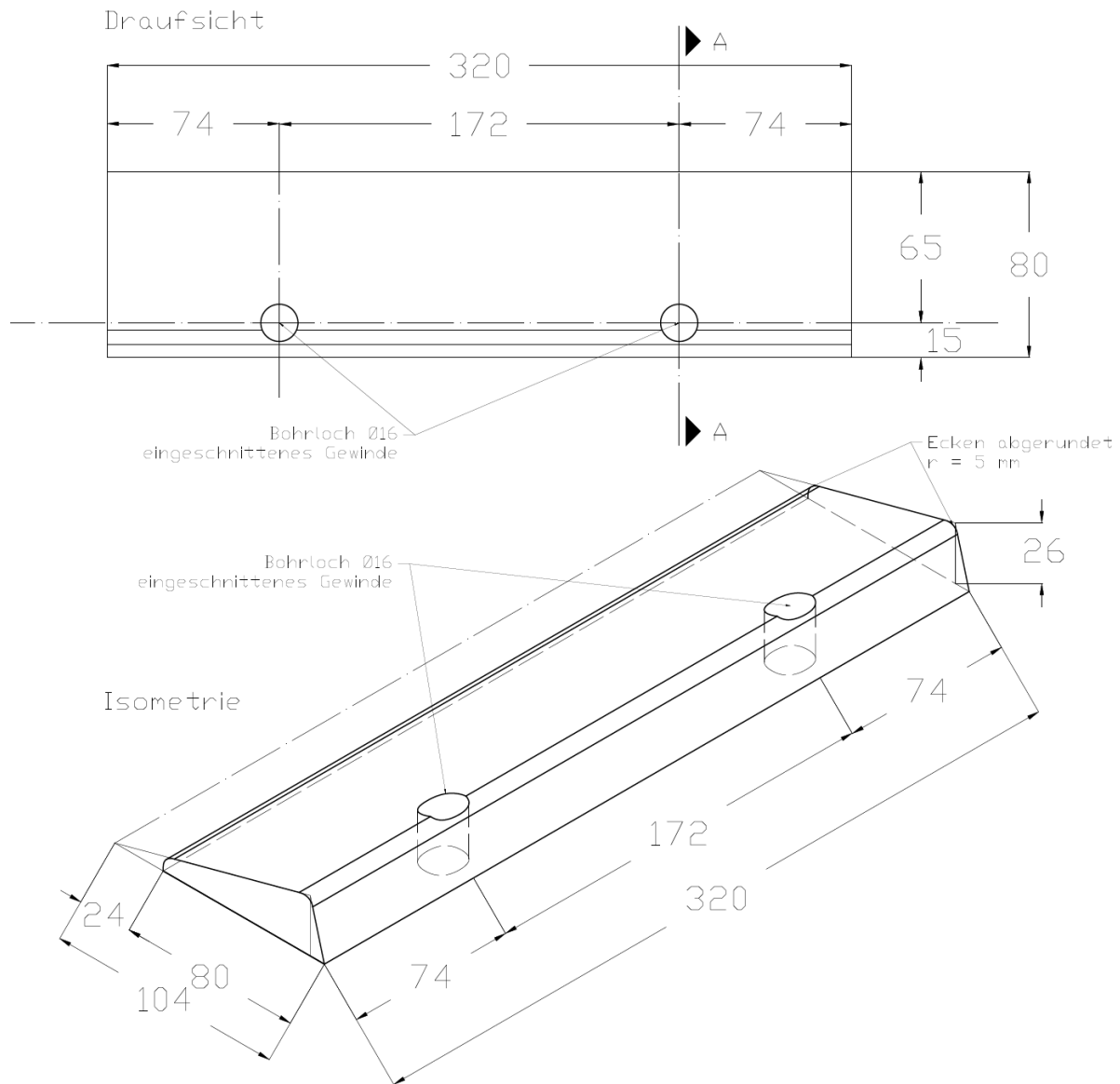
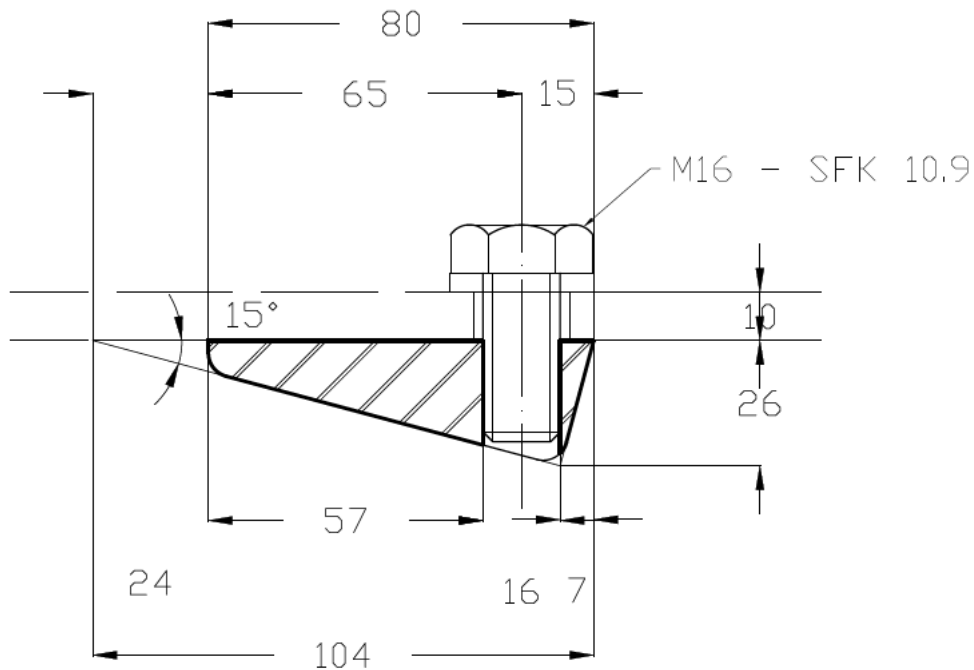


Abb. 7-22: Teilzeichnung aus dem Plan „Kervenstempel_01“ – Draufsicht und Isometrie, gezeichnet Fricke



Schnitt A-A

Abb. 7-23: Teilzeichnung aus dem Plan „Kervestempel_01“ – Schnitt A-A, gezeichnet Fricke

Wie aus den Zeichnungen ersichtlich wird, sind im Zuge der Werksplanung einige Anpassungen vorgenommen worden. Das spitze Ende der Stempel wird gestutzt, sodass eine Länge von 80 mm verbleibt. Der betroffene Teil ist nicht direkt an der Übertragung der Druckkraft beteiligt. Allerdings sollte eine gewisse Querschnittsfläche erhalten bleiben, um eine ausreichend hohe Biegesteifigkeit zu garantieren. Etwaige Durchbiegungen oder Nachgiebigkeiten infolge Biegung zwischen den Schrauben sind nicht gewünscht.

Zuletzt werden alle holzberührenden Kanten abgerundet, um Beschädigungen des Prüfkörpers durch Spaltwirkungen zu unterbinden.

8 Weiterführende Analysen

Für weiterführende Untersuchungen am Rahmen werden zunächst die Bauteileigenschaften des 5-lagigen *MHM – Wandelements* (Vgl. 7.6.1) rechnerisch ermittelt.

8.1 Bauteileigenschaften

8.1.1 Scheibensteifigkeit

Es wird dafür zuerst die Scheibensteifigkeit D_{xy} , wie in 4.1 erläutert, berechnet. Dabei wird vereinfachend davon ausgegangen, dass die Bretter aller Lagen identische Dimensionen aufweisen. Darüber hinaus wird auf den rechnerischen Ansatz der Fugen verzichtet. Damit gilt $b_{L,x} = b_{L,y} = e_x = e_y$. Die nachfolgend aufgeführten Werte können auch der ETA-15/0760 entnommen werden.

Prüfkörpergeometrie:

Anzahl Lagen	$n_L = 5$
Brettdicke	$t_L = 23 \text{ mm}$
Brettbreite	$b_L = 140 \text{ mm}$
Prüfkörperbreite	$a = 1130 \text{ mm}$

Material: Nadelholz der Festigkeitsklasse C16 (Vgl. 7.6.1)

Schubmodul	$G_{\text{mean}} = 500 \text{ N/mm}^2$
char. Rohdichte	$\rho_k = 310 \text{ kg/m}^3$

Verbindungsmittel: Rillennagel aus Aluminium

Nenn Durchmesser	$d_N = 2,5 \text{ mm}$
Verschiebungsmodul	$K_{\text{ser}} = 300 \text{ N/mm}$
char. Fließmoment	$M_{y,k} = 800 \text{ Nmm}$
Anz. VM pro Kreuzung	$n_{\text{VM}} = 2$
Randabstand	$a_{\text{Rand}} = 30 \text{ mm}$

Die Drehfedersteifigkeit K_φ einer Brettkreuzung berechnet sich mit:

$$\sum K_\varphi = n_{VM} \cdot K_{ser} \cdot \left(2 \cdot \left(\frac{b_L}{2} - a_{Rand} \right)^2 \right) \quad (8-1)$$

$$\Rightarrow \sum K_\varphi = 2 \cdot \frac{300 \text{ kN}}{\text{m}} \cdot \left(2 \cdot \left(\frac{0,14 \text{ m}}{2} - 0,03 \text{ m} \right)^2 \right) = 1,92 \text{ kNm/rad}$$

Mit Gleichung (4-4) ergibt sich die Gesamtnachgiebigkeit des Elements zu:

$$\frac{1}{D_{xy}} = \frac{(0,14 \text{ m})^2}{4 \cdot 1,92 \text{ kNm} \cdot 10^{-3}} + \frac{4 \cdot 5}{5^2 - 1} \cdot \left(\frac{1}{500 \text{ MN/m}^2 \cdot 0,023 \text{ m}} \right) \quad (8-2)$$

$$= 2,5521 \text{ m/MN} + 0,0725 \text{ m/MN} = 2,6246 \text{ m/MN}$$

Die Scheibenschubsteifigkeit beträgt demnach:

$$D_{xy} = \frac{1}{2,6246 \text{ m/MN}} = 0,381 \text{ MN/m} = \mathbf{381 \text{ kN/m}} \quad (8-3)$$

8.1.2 Scheibentragfähigkeit

Es ist davon auszugehen, dass das Element aus genageltem BSP unter Schubbeanspruchung in Scheibenebene einem Torsionsversagen erliegen würde (Vgl. 4.3.3). Dies ist auf die hohe Nachgiebigkeit der Aluminiumnägel zurückzuführen und im Sinne eines duktilen Bauteilversagens auch so angestrebt. Es wird nachfolgend deshalb über die Tragfähigkeit der Verbindungsmittel die Scheibentragfähigkeit des Gesamtelements approximiert.

Der Radius der Verbindung berechnet sich zu:

$$r = \left(\frac{b_L}{2} - a_{Rand} \right) \cdot \sqrt{2} \quad (8-4)$$

$$\Rightarrow r = \left(\frac{140}{2} - 30 \right) \cdot \sqrt{2} = 56,57 \text{ mm}$$

Mit dem linear-elastischen Federgesetz lässt sich ein Zusammenhang zwischen einwirkendem Moment M , Drehfedersteifigkeit K_φ und Gleitung γ_{xy} herstellen:

$$M = K_\varphi \cdot \gamma_{xy} \quad (8-5)$$

Die resultierende Kraft auf die Verbindungsmittel ergibt sich zu:

$$F_{\text{res}} = \frac{M}{n_{\text{VM}} \cdot r} \quad (8-6)$$

mit:

M Auf die Kreuzung wirkendes Moment

r Radius des Nagelbildes

γ_{xy} Gleitung (Verdrehung)

$b_L, n_{\text{VM}}, a_{\text{Rand}}, K_\phi$ Vgl. 8.1.1

Die nachfolgende Abb. 8-1 illustriert die Zusammenhänge:

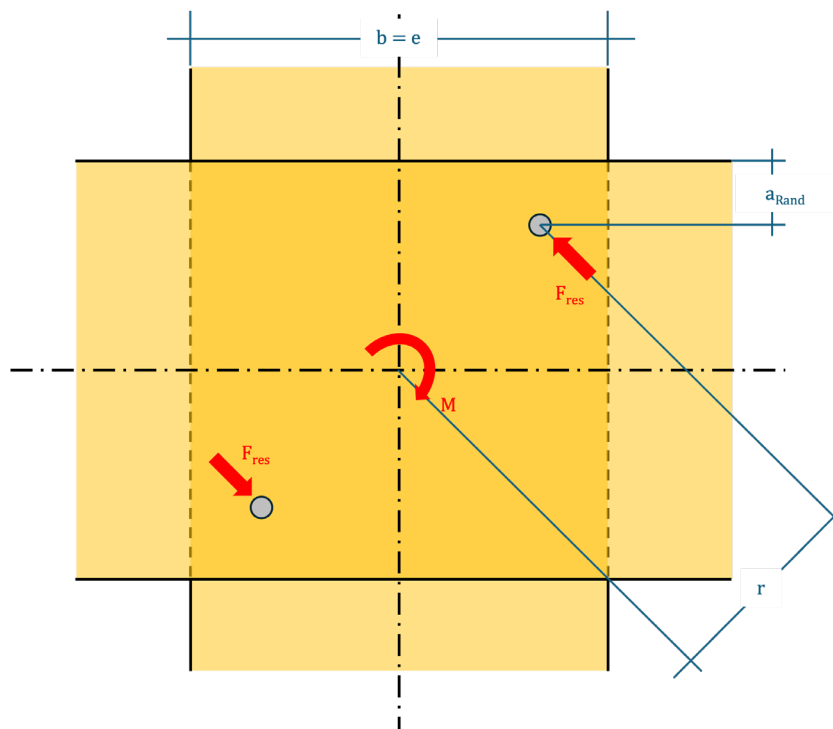


Abb. 8-1: Kräfteverhältnisse in der Brettkreuzung zweier Lagen (eigene Darstellung)

Die charakteristische Tragfähigkeit eines Nagels auf Abscheren errechnet sich gemäß nationalem Anhang des EC 5 (NCI Zu 8.3.1.2) [30] zu:

$$R_k = \sqrt{2 \cdot M_{y,k} \cdot f_{h,k} \cdot d_N} \quad (8-7)$$

Mit einer charakteristischen Lochleibungsfestigkeit:

$$f_{h,k} = 0,082 \cdot \rho_k \cdot d_N^{-0,3} \quad (8-8)$$

$$\Rightarrow f_{h,k} = 0,082 \cdot 310 \text{ kg/m}^3 \cdot (2,5 \text{ mm})^{-0,3} = 19,31 \text{ N/mm}^2$$

(8-8) in (8-7):

$$\Rightarrow R_k = \sqrt{2 \cdot 800 \text{ Nmm} \cdot 19,31 \text{ N/mm}^2 \cdot 2,5 \text{ mm}} = 277,9 \text{ N} \quad (8-9)$$

Mit der charakteristischen Tragfähigkeit eines Nagels lässt sich nun mit den dargelegten Zusammenhängen jene Scheibenschubkraft des Prüfkörpers ermitteln, für welchen diese Tragfähigkeit erreicht wird:

$$R_k \leq F_{\text{res}} \quad (8-10)$$

Durch Einsetzen von (8-4) und (8-5) in (8-6) sowie Heranziehen der Beziehung (3-12) ergibt sich:

$$R_k \leq \frac{K_\varphi \cdot n_{xy}}{D_{xy} \cdot (n_{VM} \cdot r)} \Leftrightarrow \frac{R_k \cdot (n_{VM} \cdot r) \cdot D_{xy}}{K_\varphi} \leq n_{xy,Rk} \quad (8-11)$$

$$\Rightarrow \frac{277,9 \text{ N} \cdot (2 \cdot 56,57 \text{ mm}) \cdot 0,381 \text{ N/mm}}{1,92 \text{ kNm}} \cdot 10^{-3} = 6,24 \text{ kN/m} \leq n_{xy,Rk}$$

Nach Umstellung der Umrechnungsformel (4-23) ergibt sich die auf die Prüfvorrichtung einwirkende Einzellast $F_{y,Rk}$, welche zu jenem Schubfluss $n_{xy,Rk}$ auf den Prüfkörper führt, der das Erreichen der charakteristischen Tragfähigkeit der Nägel R_k erzwingt:

$$F_{y,Rk} \geq \sqrt{2}a \cdot n_{xy,Rk} = \sqrt{2} \cdot 1,13 \text{ m} \cdot 6,24 \text{ kN/m} = 9,97 \text{ kN} \quad (8-12)$$

8.2 Kleinwinkelnäherung

Wie in 4.6.2 dargelegt, basiert die theoretische Erzeugung eines homogenen Schubfeldes in einer identischen horizontalen wie vertikalen Verschiebung der seitlichen Rahmenecken (Vgl. Gl. (4-18)).

Wie jedoch aus Abb. 8-2 deutlich wird, weichen die seitlichen Rahmengelenke bei steigender vertikaler Verschiebung v_1 der obigen Rahmenecke vom linearen Pfad ab. Aufgrund der Auflagerbedingungen und der Formerhaltung der Rahmenschkel bewegen sich die seitlichen Gelenke auf einer Kreisbahn um das Festlager an der unteren Rahmenecke.

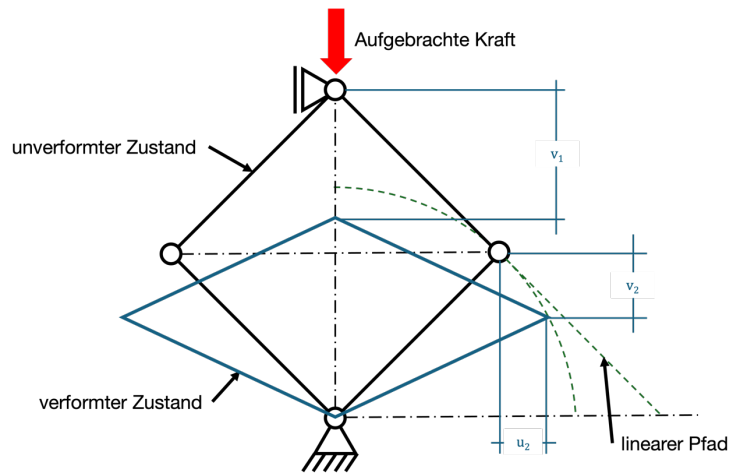


Abb. 8-2: Darstellung des Verschiebungspfades der seitlichen Rahmenecken (eigene Darstellung)

In diesem Unterkapitel wird untersucht, wie stark der Einfluss steigender Verformungen der großformatigen Prüfvorrichtung auf die Gültigkeit der theoretischen Grundlagen ist.

Die reale Beziehung zwischen der horizontalen Verschiebung des Randpunktes u_2 und der vertikalen Verschiebung ebendieses Punktes v_2 kann durch die folgende Gleichung ausgedrückt werden. Die Herleitung befindet sich in Anhang A.

$$u_{2,r}(v_2) = \sin\left(\cos^{-1}\left(\frac{\frac{\sqrt{2}}{2}a - v_2}{a}\right)\right) \cdot a - \frac{\sqrt{2}}{2}a \quad (8-13)$$

In der nachfolgenden Abbildung (Abb. 8-3) sind die Verschiebungsbeziehungen (4-18) und (8-13) grafisch dargestellt.

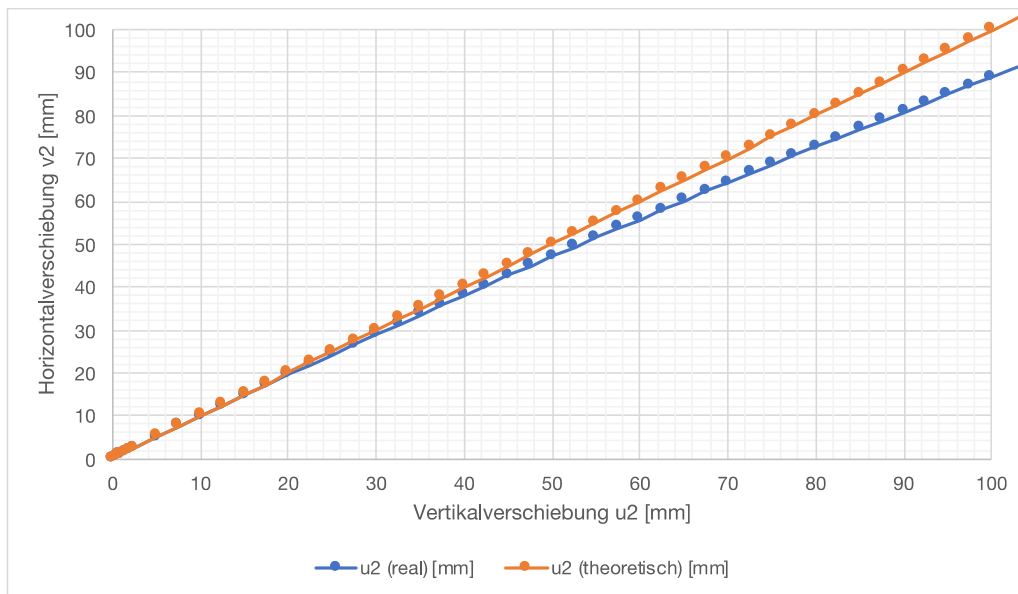


Abb. 8-3: Grafische Darstellung der realen und theoretischen Horizontalverschiebung in Abhängigkeit von der Vertikalverschiebung des seitlichen Rahmenpunktes (eigene Darstellung)

Es lässt sich nun die Differenz Δu_2 zwischen theoretischer und realer Horizontalverschiebung des seitlichen Gelenks wie folgt definieren:

$$\Delta u_2 = u_{2,t} - u_{2,r} \quad (8-14)$$

Die Abweichung in % der realen von der theoretischen Verschiebung kann dann wie folgt ausgedrückt werden:

$$\delta u_2 = \frac{\Delta u_2}{u_{2,t}} \cdot 100 \quad (8-15)$$

Auf dieser Grundlage kann die Abweichung im Folgenden auf die in 8.1.2 ermittelte Scheibentragfähigkeit hin untersucht werden.

Mit der Scheibensteifigkeit D_{xy} aus 8.1.1 und der errechneten charakteristischen Scheibentragfähigkeit $n_{xy,Rk}$ aus 8.1.2 lässt sich mit Gleichung (3-12) die Gleitung $\gamma_{xy,Rk}$ berechnen.

$$\gamma_{xy,Rk} = \frac{6,24 \text{ kN/m}}{381 \text{ kN/m}} = 0,0164 \quad (8-16)$$

Unter Umformung der Gleichung (4-19) kann nun mit (4-18) die Vertikalverschiebung der seitlichen Rahmengelenke v_2 bei Erreichen der charakteristischen Schubfestigkeit ermittelt werden.

$$v_{2,Rk} = \frac{0,0164 \cdot 1130}{2\sqrt{2}} = 6,55 \text{ mm} \quad (8-17)$$

Es können nun für diese Verschiebung die theoretische sowie reale Horizontalkomponente ermittelt werden. Differenz und Abweichung werden ebenfalls berechnet. Die Ergebnisse sind nachfolgend dargestellt und in Abb. 8-4 illustriert.

Verschiebung theoretisch (Gl. (4-18))	$u_{2,Rk,t} = 6,55 \text{ mm}$	(8-18)
---------------------------------------	--------------------------------	--------

Verschiebung real (Gl. (8-13))	$u_{2,fvk,r} = 6,497 \text{ mm}$	(8-19)
--------------------------------	----------------------------------	--------

Differenz (Gl. (8-14))	$\Delta u_2 = 0,053 \text{ mm}$	(8-20)
------------------------	---------------------------------	--------

Abweichung vom theoretischen Wert (Gl. (8-15))	$\delta u_2 = 0,81\%$	(8-21)
--	-----------------------	--------

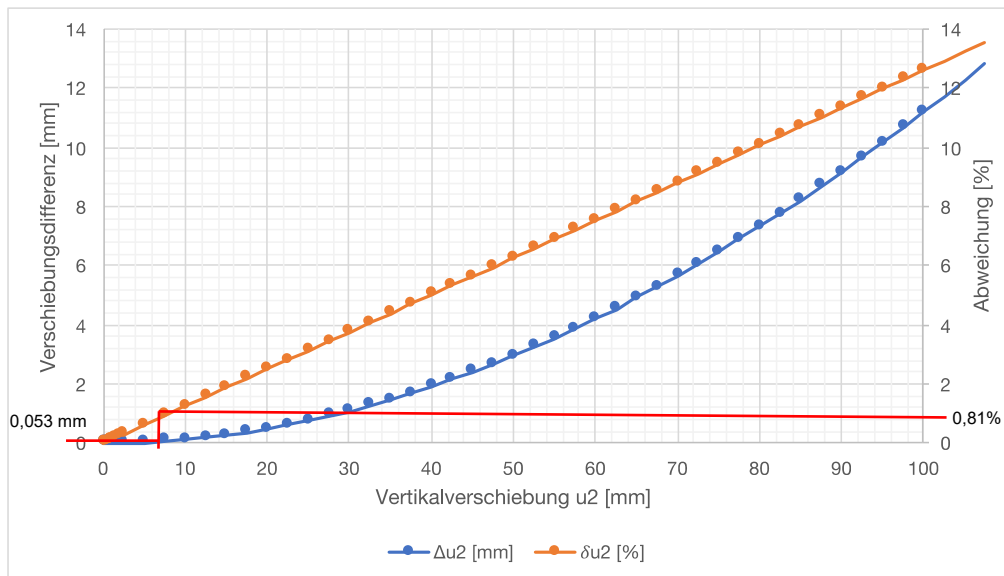


Abb. 8-4: Grafische Darstellung der Verschiebungsdifferenz und -abweichung (eigene Darstellung)

Der charakteristische Festigkeitswert ist gemäß DIN EN 14358:2016 [62] der 5%-Quantil Wert aus den Materialprüfungen, weshalb bei einem Großteil der Versuche noch kein Bauteilversagen bei Erreichen dieser Spannung eintreten würde. Es ist darüber hinaus nicht pauschal möglich, ohne Informationen über die Standardabweichung auf eine mittlere Festigkeit zurückzuschließen.

Dennoch lässt sich aus dieser Studie konkludieren, dass auch bei relativ großen Verformungen jene Abweichungen zur theoretischen Herangehensweise, die der großformatigen Geometrie des Versuchs geschuldet sind, in einem passablen Bereich liegen. Sollten die Verformungen ein größeres Ausmaß annehmen, ist der reine Schubspannungszustand jedoch nicht mehr gegeben. Dies sollte definitiv bei der Auswertung der Ergebnisse, analog zu beispielsweise 4.5.2, berücksichtigt werden.

Es ist darüber hinaus anzumerken, dass das hier untersuchte Bauteil aufgrund der orthogonalen Brettorientierung, als auch aufgrund der nachgiebigen Verbindungen, nicht für eine Schubbeanspruchung in Scheibenebene optimiert ist. Für Tragwerksteile mit aussteifender Wirkung sind Elemente dieser Art deshalb nur eingeschränkt geeignet.

8.3 Numerische Untersuchungen

Dieses Kapitel befasst sich mit Untersuchungen auf Grundlage von Finite-Elemente-Modellen. Die Modellierung erfolgt in der Software *SOFiSTiK* mittels des programminternen Texteditors *Teddy*. Diese Methodik ermöglicht eine parametrisierte Steuerung in jeder Stufe der Modellgenerierung bis zur Lastaufbringung und Berechnung. Die Ergebnisse können mit Hilfe von Systemvisualisierungen und grafischer Darstellungen anschaulich aufbereitet werden.

In der Untersuchung soll einerseits der Einfluss des Randeinschnittes auf das Spannungsbild der Scheibe analysiert werden und andererseits der Frage nachgegangen werden, ob das in 7.6 erarbeitete Kervenbild eine hinreichend gleichmäßige Schubeinleitung in den Rand der Scheibe gewährleisten kann. Es ist wichtig zu erwähnen, dass im Finite-Elemente-Modell keine Abbildung des Prüfrahmens erfolgt. Es wird lediglich der Prüfkörper modelliert und belastet. Über die Verbundsteifigkeit wird deshalb in dieser Analyse keine Aussage getroffen werden können.

8.3.1 Modelle

Die Studie beinhaltet zwei Modelle. Das zuvor beschriebene (Vgl. 8.1) 5-lagig vernagelte BSP-Element wird als Stabmodell erzeugt, wie nachfolgend näher erläutert. Als Vergleichsmodell dient eine homogene Scheibe.

Das System soll mit einer Einzellast von $F_y = 10 \text{ kN}$ belastet werden. Die Einzellast führt gemäß den Umrechnungsformeln (Vgl. 4.6.3) zu einer gleichmäßigen Schubbeanspruchung der Prüfkörperseiten. Aufgrund des Randeinschnittes kann jedoch nicht die gesamte Prüfkörperseite herangezogen werden. Die resultierende Schubbeanspruchung (Gl. (4-23)) errechnet sich deshalb über die effektive Restlänge l_{eff} (Gl. (7-2)) wie folgt:

$$n_{xy} = \frac{F_y}{\sqrt{2} \cdot (a - 2 \cdot \sqrt{2}e)} = \frac{F_y}{\sqrt{2}a - 4e} \quad (8-22)$$

Es wird davon ausgegangen, dass jede Kerbe gleichermaßen an der Kraftübertragung beteiligt ist. Die resultierenden Einzellasten der Druckübertragung in den Kervenflanken ergeben sich daher zu:

$$F_{\text{Kerbe}} = \frac{F_y}{\sqrt{2} \cdot n_K} \quad (8-23)$$

Auf den Ansatz des Eigengewichts wird in dieser Studie verzichtet.

Stabmodell

Die Modellierung des geschichteten Bauteils erfolgt analog zur Vorgehensweise von Ehrenlechner [63]. Jede Lamelle wird dabei als zentrischer Biegestab mit den in 8.1 aufgeführten Querschnittsdimensionen abgebildet. Der Abstand der Stäbe in jeder Ebene ist durch die Brettbreite $b_L = 140 \text{ mm}$ gegeben. Die Gesamtabmessungen des Modells sind an dieses Raster gebunden. Die reale Prüfkörperbreite $a = 1130 \text{ mm}$ (Vgl. 7.5.4) wird mit acht nebeneinander angeordneten Lamellen je Ebene im Modell zu $a_M = 8 \cdot 140 \text{ mm} = 1120 \text{ mm}$ angenähert. Die Abstände der Lagen sind durch die Brettstärke $t_L = 23 \text{ mm}$ bestimmt. Mit diesen Abmessungen wird zunächst ein dreidimensionales Punkteraster erstellt, über welches die Stäbe definiert werden können. Als Material wird Nadelholz der Festigkeitsklasse C16 (Vgl. 7.6.1) angesetzt. Die materialspezifischen Festigkeiten und Steifigkeiten sind im Programm hinterlegt.

Die nachgiebigen Nagelverbindungen (Vgl. Abb. 8-1) zwischen den Ebenen werden durch elastische Federn in den Stabkreuzungen abgebildet. Die Federsteifigkeiten können der nachfolgenden Tab. 8-1 entnommen werden.

Tab. 8-1: Erläuterung der Federsteifigkeiten

Senkfedersteifigkeit	Querfedersteifigkeit	Drehfedersteifigkeit
$k_s \rightarrow \infty$ Stellt sicher, dass die Bretter innerhalb ihrer Ebene bleiben.	$k_q = 600 \text{ N/mm}$ Entspricht $2 \cdot K_{\text{ser}}$ unter der Annahme von zwei Nägeln pro Kreuzungspunkt. K_{ser} gemäß ETA-15/0760 (Vgl. 8.1)	$k_\phi = 1,92 \text{ kNm/rad}$ Drehfedersteifigkeit pro Kreuzungspunkt ermittelt in Gleichung (8-1)

Die Auflagerbedingungen werden analog zu Abb. 1-2 definiert. Die Rasterpunkte der unteren Ecke des aufgerichteten Quadrats erhalten ein Festlager, die Knotenpunkte der oberen Ecke werden vertikal verschieblich gelagert. Ein Ausweichen aus der Ebene ist darüber hinaus in jedem Punkt des Rasters unterbunden. Die nachfolgende Abb. 8-5 zeigt das Stabmodell.

Die Belastung wird analog zu der in 7.1 aufgestellten Annahme nur auf jene Randstäbe aufgebracht, die parallel zur Scheibenkante verlaufen. Die Stäbe werden entsprechend der gewählten Modellvorstellung zentrisch belastet. Der zentrischen Modellierung ist ebenfalls geschuldet, dass sich die Kantenlänge des Modells lediglich ergibt zu:

$$a_{\text{Stabmodell}} = 7 \cdot b_L = 7 \cdot 140 \text{ mm} = 980 \text{ mm} \quad (8-24)$$

Das zugehörige Skript wird in Anhang E: Skript und Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Stabmodell abgedruckt.

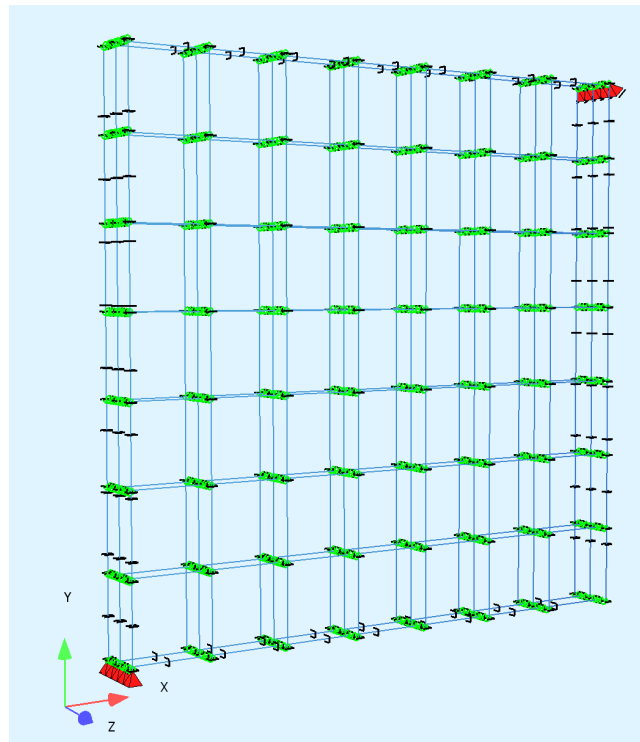


Abb. 8-5: Darstellung des Stabmodells (SOFiStiK)

Referenzmodell

Für Untersuchungen über die Auswirkungen des Randeinschnitts auf das Spannungsbild, aber auch für Plausibilitätsprüfungen der Ergebnisse aus dem Stabmodell, wird ein Referenzmodell erzeugt. Es handelt sich dabei um eine quadratische Scheibe mit der identischen Seitenlänge $a_M = 1120$ mm (s.o.). Um die Schubverformungen des Stabmodells mit denen des Referenzmodells vergleichen zu können, wird der Scheibe ein elastisches, isotropes Ersatzmaterial mit der in 8.1.1 ermittelten Scheibensteifigkeit D_{xy} zugrunde gelegt.

Mit den in Kapitel 3 beschriebenen Zusammenhängen lässt sich insbesondere mit den Gleichungen (3-5), (3-10) sowie (3-12) herleiten:

$$G_{xy} = \frac{D_{xy}}{t} \quad (8-25)$$

Es wird die Scheibendicke $t = 1$ mm definiert, sodass mit $D_{xy} = 381$ N/mm folgt:

$$G_{xy} = \frac{381 \text{ N/mm}}{1 \text{ mm}} = 381 \text{ N/mm}^2$$

Unter der Vernachlässigung von Querdehneffekten ($\nu = 0$) berechnet sich das Elastizitätsmodul des isotropen Ersatzmaterials mit Gleichung (3-6) zu:

$$E = 2 \cdot G = 2 \cdot 381 \text{ N/mm}^2 = 762 \text{ N/mm}^2 \quad (8-26)$$

Die Auflagerung des Systems erfolgt analog zum Stabmodell und kann auch der nachfolgenden Abb. 8-6 entnommen werden. Das Modell des flächigen Bauteils wird programmintern automatisch vernetzt.

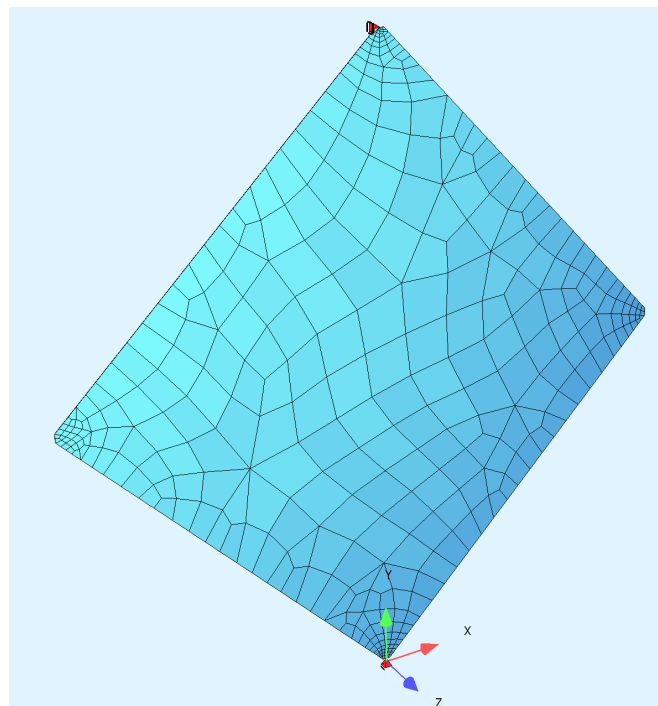


Abb. 8-6: Darstellung des Referenzmodells (SOFiSTiK)

Um den Einfluss des Randeinschnitts zu untersuchen, wird dieser als Parameter bei der Erstellung der Geometrie fest integriert. Es ist deshalb nicht mehr möglich, den Randeinschnitt $e = 0$ zu setzen. Ein ideeller Schubfluss wird demnach mit einem möglichst kleinen Randeinschnitt $e = 10 \text{ mm}$ angenähert. Aus diesem Grund steigt die Netzfeinheit zu den Ecken hin an (Vgl. Abb. 8-6).

Das zugehörige Skript wird in Anhang D: Skript und Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Referenzmodell abgedruckt.

8.3.2 Einfluss des Randeinschnitts

Der Einfluss des Randeinschnitts (Vgl. 7.6.2) wird am Referenzmodell untersucht. Die ideale Scheibe ohne Randeinschnitt erfährt mit Gleichung (8-22) eine gleichmäßige Scheibenschubbeanspruchung von:

$$n_{xy,e=0} = \frac{10 \text{ kN}}{\sqrt{2} \cdot 1,12 \text{ m}} = 6,31 \text{ kN/m} \quad (8-27)$$

Mit einer Scheibendicke von $t = 1 \text{ mm}$ ergibt sich ein homogenes Spannungsbild mit:

$$\tau_{xy,e=0} = \frac{n_{xy,e=0}}{t} = \frac{6,31 \text{ N/mm}}{1 \text{ mm}} = 6,31 \text{ N/mm}^2 \quad (8-28)$$

Die Beanspruchung für den kleinstmöglichen Randeinschnitt $e = 10 \text{ mm}$ ergibt sich zu:

$$n_{xy,e=10} = \frac{10 \text{ kN}}{\sqrt{2} \cdot 1,12 \text{ m} - 4 \cdot 0,01 \text{ m}} = 6,48 \text{ kN/m} \quad (8-29)$$

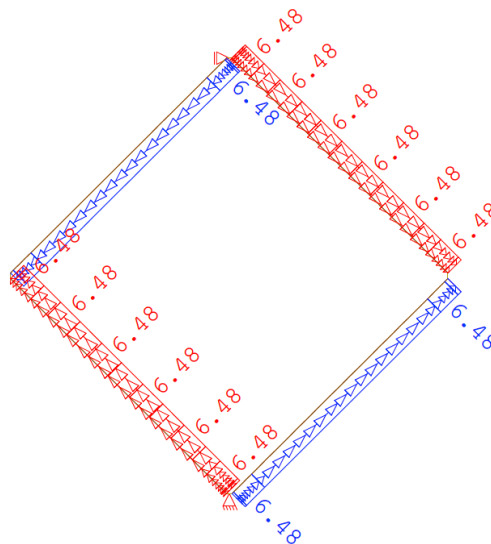


Abb. 8-7: Darstellung des gemäß Gl. (8-29) belasteten Prüfkörpers (SOFISTIK Plot)

Mithilfe der Software kann nun die Schubspannungsverteilung τ_{xy} in der Scheibe farblich sichtbar gemacht werden. In der folgenden Tabelle (Tab. 8-2) ist das jeweilige Spannungsbild unter steigender Einschnitttiefe e dargestellt. Die farbliche Zuordnung der Spannungen ist Abbildung (Abb.

8-8) zu entnehmen. Die vollständigen *SOFiSTiK* Plots sind im Anhang F: Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Randeinfluss aufgeführt.

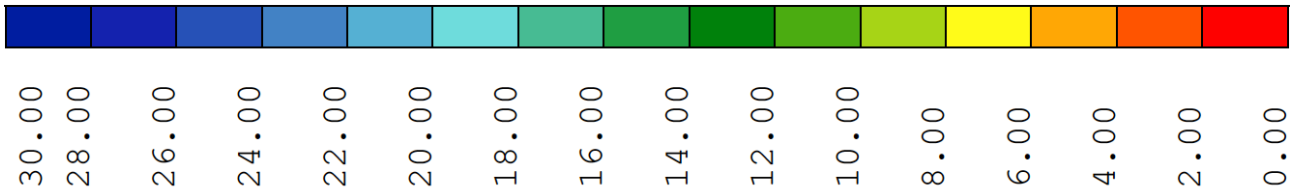
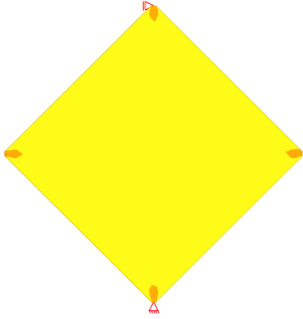
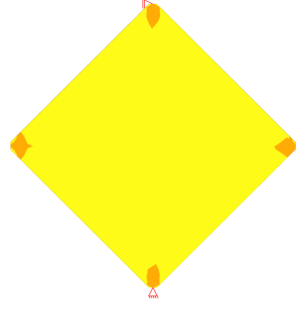
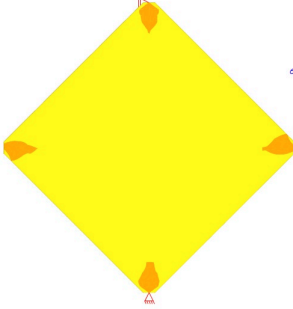
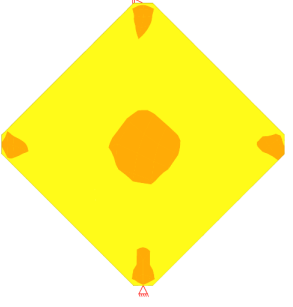
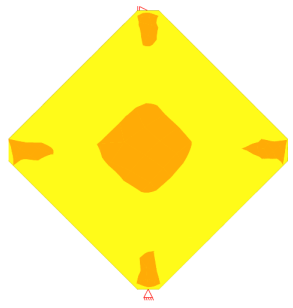
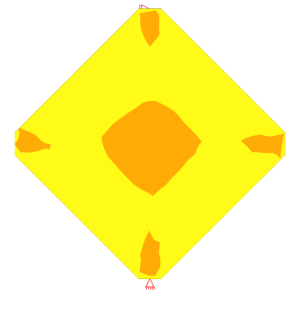
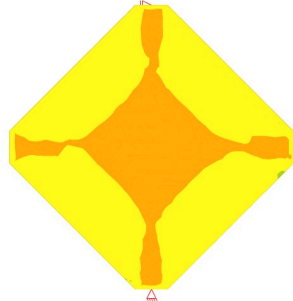
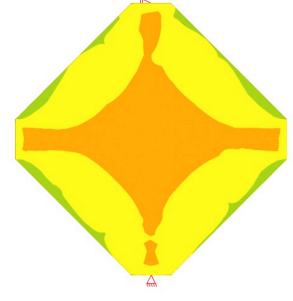
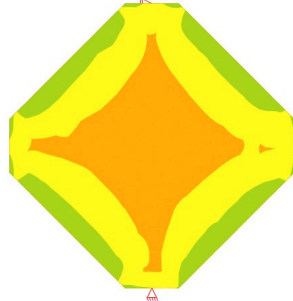
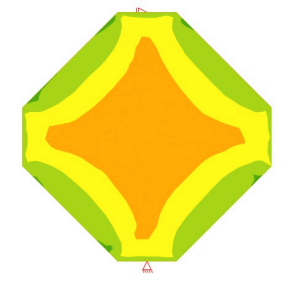


Abb. 8-8: Legende über die Farbgebung der Schubspannungen im Prüfkörper [N/mm²] (8.3.2)

Tab. 8-2: Darstellung des Spannungsbildes unter steigender Einschnitttiefe

Einschnitttiefe e [mm]			Darstellung des Spannungsbildes τ_{xy}
10	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	1091,72	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	6,48	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	6,24	
20	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	1063,43	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	6,65	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	6,17	

Einschnitttiefe [mm]			Darstellung des Spannungsbildes τ_{xy}
30	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	1035,15	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	6,83	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	6,1	
50	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	978,58	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	7,23	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	5,92	
56,57	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	960,00	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	7,37	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	5,89	
60	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	950,29	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	7,44	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	5,84	

Einschnitttiefe [mm]			Darstellung des Spannungsbildes τ_{xy}
80	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	893,73	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	7,91	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	5,63	
100	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	837,16	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	8,45	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	5,41	
125	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	766,45	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	9,23	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	5,06	
150	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	695,74	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	10,16	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	4,51	

Einschnitttiefe [mm]			Darstellung des Spannungsbildes τ_{xy}
175	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	625,03	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	11,31	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	4,08	
200	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	554,31	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	12,76	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	3,2	
250	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	412,89	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	17,13	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	2,11	
300	eff. Restlänge l_{eff} [mm]	271,47	
	Schublast q_{xy} [N/mm]	26,05	
	Schubspannung in PK-Mitte τ_{xy} [N/mm ²]	0,16	

Aus den Grafiken wird klar ersichtlich, dass das homogene Schubspannungsbild mit wachsendem Randeinschnitt zunehmend gestört wird. Insbesondere im mittleren Bereich sinkt die Schubspannung ab. Die Randbereiche der Scheibe erfahren dafür umso größere Spannungen.

Die zuvor genutzten Formeln für Differenz (Vgl. Gl. (8-14)) und Abweichung (Vgl. Gl. (8-15)) lassen sich auch in dieser Analyse auf die numerisch ermittelte Schubspannung in Prüfkörpermitte $\tau_{xy,num}$ anwenden:

$$\Delta\tau_{xy} = \tau_{xy,e=0} - \tau_{xy,num} \quad (8-30)$$

$$\delta\tau_{xy} = \frac{\Delta\tau_{xy}}{\tau_{xy,e=0}} \cdot 100 \quad (8-31)$$

Im nachfolgenden Diagramm (Abb. 8-9) ist die Abweichung der Schubspannung $\delta\tau_{xy}$ in Scheibenmitte über die Einschnitttiefe e dargestellt.

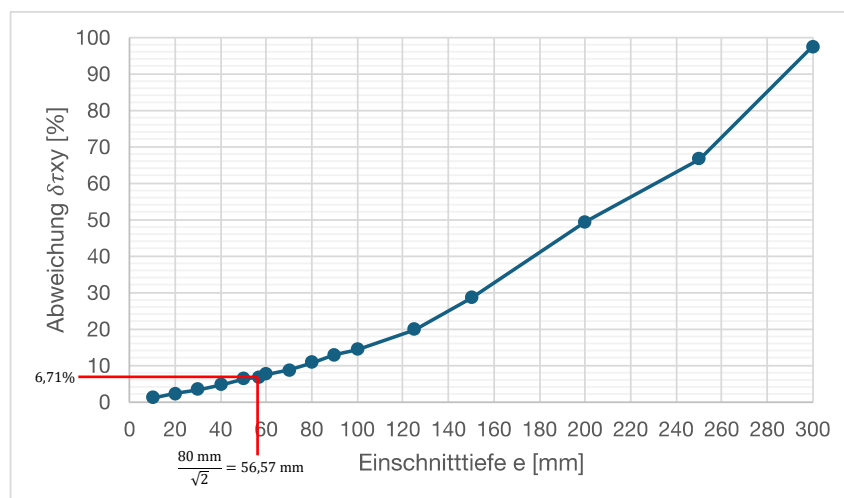


Abb. 8-9: Abweichung der Schubspannung von der ideell beanspruchten Platte über die Einschnitttiefe e (eigene Darstellung)

Die Studie macht deutlich, dass der Randeinschnitt so gering wie möglich gehalten werden sollte, um ein homogenes Schubspannungsbild zu erhalten. Wie jedoch in 7.6.2 beschrieben, ist ein gewisser Randeinschnitt für die praktische Versuchsdurchführung notwendig. Die hier gewählte Einschnitttiefe ($e' = 80$ mm, Gl. (7-34)) führt zu einer Abweichung der Schubspannung in Prüfkörpermitte von:

$$\delta\tau_{xy}(e = 56,57 \text{ mm}) = 6,71\% \quad (8-32)$$

Wie die Abbildung (Vgl. Tab. 8-2 für $e = 56,57 \text{ mm}$) zeigt, kann die Spannungsverteilung noch als hinreichend gleichmäßig betrachtet werden. Bei der Auswertung der praktischen Versuchsergebnisse sollte diese Abweichung dennoch berücksichtigt werden.

8.3.3 Wirksamkeit der Kerven zur Erzeugung eines homogenen Schubfeldes

In einem weiteren Schritt werden nun die zuvor beschriebenen Modelle vergleichend untersucht. Um zu verifizieren, dass die punktuelle Schubeinleitung über die Kerven ein homogenes Spannungsbild in der Scheibe erzeugt, werden beide Modelle zunächst mit einer gleichmäßigen, ideellen Schublast beansprucht (Lastfall 1). Die punktuelle Lasteinleitung der Kerven wird durch Einzellasten dargestellt (Lastfall 2). Am Referenzmodell kann die Schubspannungsverteilung in der Scheibe untersucht werden. Über den Vergleich der Verformungsgrößen können die Ergebnisse des Stabmodells auf Plausibilität überprüft werden.

Wie in 8.3.2 wird der Prüfkörper mit einer Beispiellast von $F_y = 10 \text{ kN}$, also einer Schubbeanspruchung von $n_{xy} = 6,31 \text{ kN/m}$ (Gl. (8-27)), beansprucht. Mit dem Ergebnis aus 8.1.1 erfolgt zuerst eine theoretische Ermittlung der Verformungen. Mit den Gleichungen (3-12), (4-18), (4-19) sowie (4-23) kann die theoretische vertikale Verschiebung der oberen Rahmenecke hergeleitet werden zu:

$$v_{1,t} = \frac{F_y}{2 \cdot D_{xy}} \quad (8-33)$$
$$\Rightarrow v_{1,t} = \frac{10.000 \text{ N}}{2 \cdot 381 \text{ N/mm}} = 13,12 \text{ mm}$$

In der nachfolgenden Abbildung ist das numerisch ermittelte Verformungsbild des Referenzmodells mit $e = 10 \text{ mm}$ (Vgl. Abb. 8-7) dargestellt. Die Verschiebung des oberen Eckpunktes $v_{1,num,e=10} = 12,18 \text{ mm}$ stimmt auch unter dem Gesichtspunkt des Eckeinschnittes gut überein.

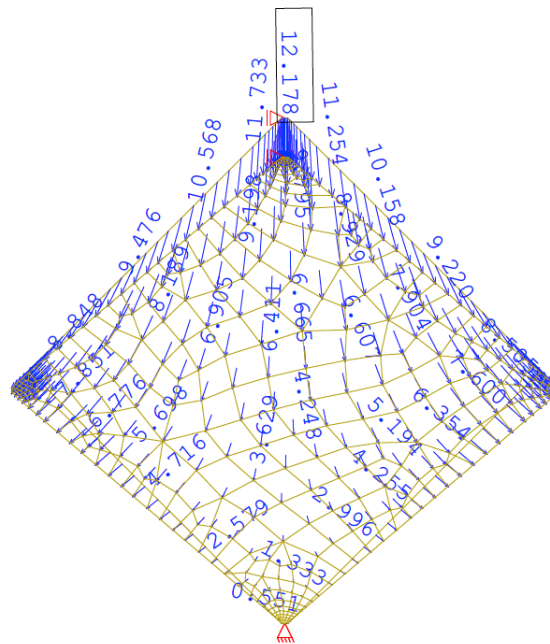


Abb. 8-10: Vektorielle Darstellungen der Knotenverschiebungen des Modells mit $e = 10 \text{ mm}$ unter der Belastung nach Abb. 8-7 (SOFiSTiK Plot)

Abschließend werden nun die Modelle im Hinblick auf Verformungen und Spannungsverteilung unter der gleichmäßigen Schubbelastung sowie dem durch den Kerrenverbund erzeugten, punktuellen Schublasteintrag untersucht. Am Referenzmodell wird ein Randeinschnitt von $e = 56,57 \text{ mm}$ gemäß Gl. (7-35) angesetzt.

Mit $F_y = 10 \text{ kN}$ und $n_K = 9$ (Gl. (7-31)) ergibt sich mit Gl. (8-22) die Schubbelastung des Referenzmodells zu:

$$n_{xy, \text{Ref}} = \frac{10 \text{ kN}}{\sqrt{2} \cdot 1,120 \text{ m} - 4 \cdot 0,05657 \text{ mm}} = 7,37 \text{ kN/m}$$

Die Kerrenlasten ergeben sich unter Verwendung der Gleichung (8-23) zu:

$$F_{\text{Kerwe}} = \frac{10 \text{ kN}}{\sqrt{2} \cdot 9} = 0,79 \text{ kN}$$

Für das Stabmodell ergibt sich aufgrund der verringerten Seitenfläche (Gl. (8-24)) mit Gl. (8-22) eine Schubbelastung von:

$$n_{xy, \text{Stabmodell}} = \frac{10 \text{ kN}}{\sqrt{2} \cdot 0,98 \text{ m}} = 7,22 \text{ kN/m}$$

Die Lasten werden auf die parallel zur Kante verlaufenden Stäbe aufgeteilt. Es ergibt sich für die Haupttragrichtung:

$$q_{xy,HT} = \frac{n_{xy}}{n_{L,HT}} = \frac{7,22 \text{ kN/m}}{3} = 2,41 \text{ kN/m}$$

$$F_{\text{Ker ve,HT}} = \frac{F_{\text{Ker ve}}}{n_{L,HT}} = \frac{0,79 \text{ kN}}{3} = 0,26 \text{ kN}$$

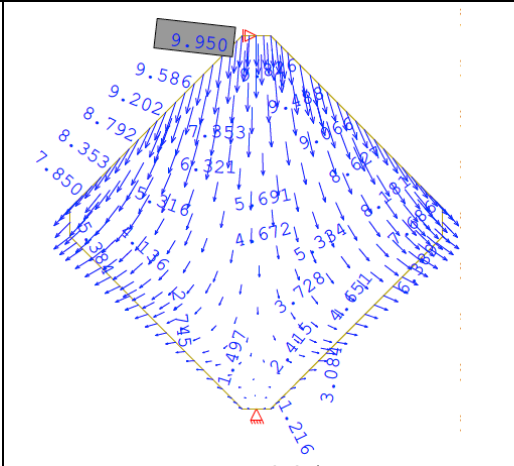
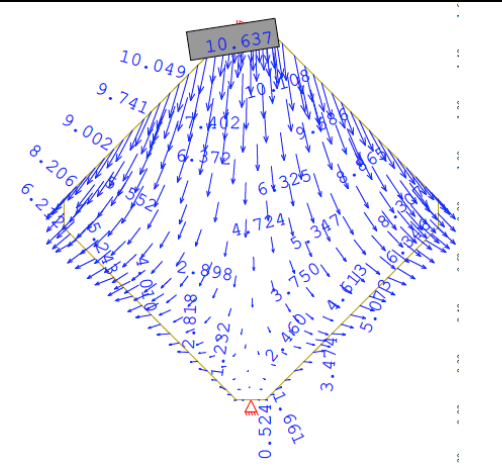
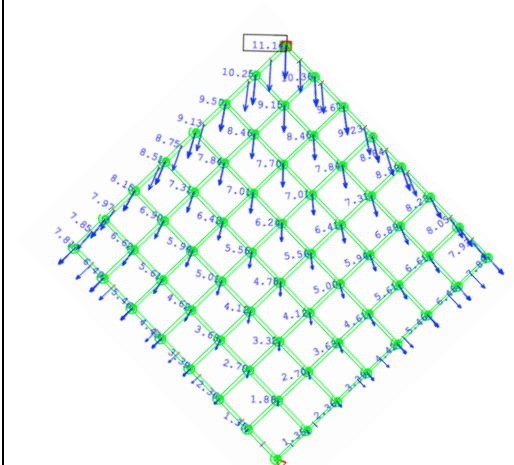
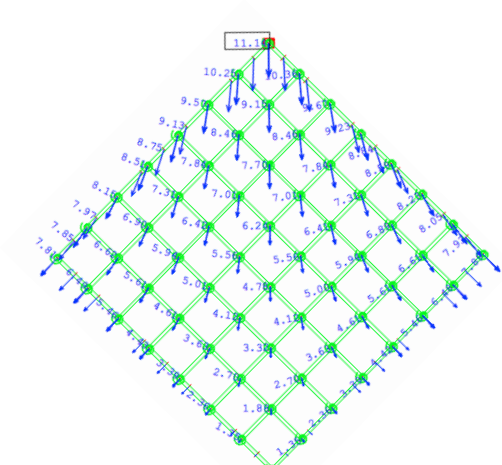
sowie in Nebentragrichtung:

$$q_{xy,NT} = \frac{n_{xy}}{n_{L,NT}} = \frac{7,22 \text{ kN/m}}{2} = 3,61 \text{ kN/m}$$

$$F_{\text{Ker ve,NT}} = \frac{F_{\text{Ker ve}}}{n_{L,NT}} = \frac{0,79 \text{ kN}}{2} = 0,39 \text{ kN}$$

Die folgende Tab. 8-3 beinhaltet die numerisch ermittelten Verformungsbilder der Konfigurationen. Die vollständigen Ergebnisplots der Berechnungen aus SOFiSTiK werden in den Anhängen D und E abgedruckt.

Tab. 8-3: Gegenüberstellung der Verformungsbilder beider Modelle unter den Lastfällen

	gleichmäßige Schubbelastung (LF 1)	Kerfenlasten (LF 2)
Referenzmodell ($e = 56,57 \text{ mm}$)	 <p>$V_{1,Ref,LF1} = 9,95 \text{ mm}$</p>	 <p>$V_{1,Ref,LF2} = 10,64 \text{ mm}$</p>
Stabmodell	 <p>$V_{1,S,LF1} = 11,14 \text{ mm}$</p>	 <p>$V_{1,S,LF2} = 11,14 \text{ mm}$</p>

Die Ergebnisse der Verformungen ergeben unter Berücksichtigung leicht unterschiedlicher effektiver Prüfkörperlängen l_{eff} auch mit der theoretischen Lösung von $v_{1,t} = 13,12 \text{ mm}$ gute Übereinstimmungen.

Die Verteilung der Scheibenschubspannung τ_{xy} des Referenzmodells unter beiden Lastfällen ist nachfolgend dargestellt:

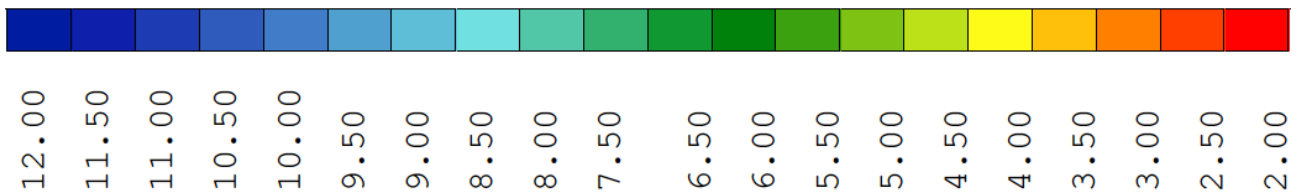


Abb. 8-11: Legende über die Farbgebung der Schubspannungen im Prüfkörper [N/mm²] (8.3.3)

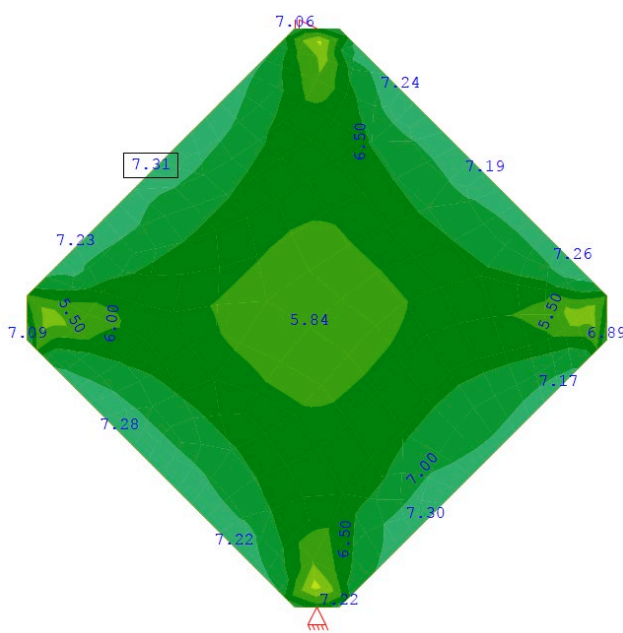


Abb. 8-12: Spannungsverteilung τ_{xy} im Referenzmodell unter LF 1 (SOFiSTiK Plot)

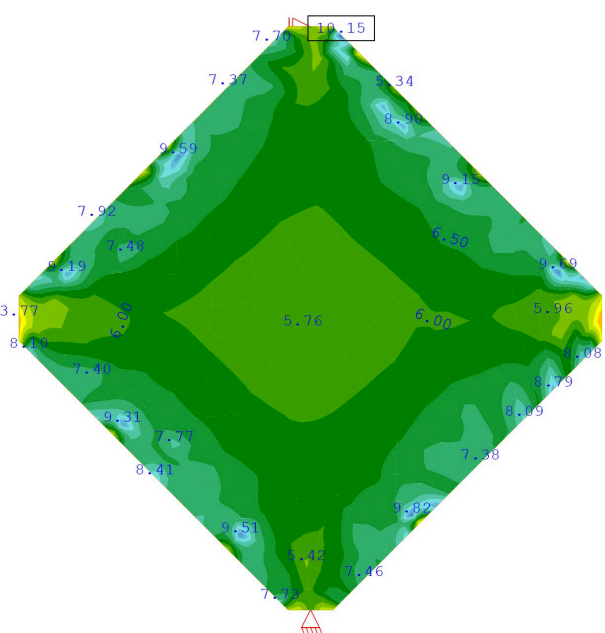


Abb. 8-13: Spannungsverteilung τ_{xy} im Referenzmodell unter LF 2 (SOFiSTiK Plot)

Die farbliche Sichtbarmachung der Spannungsverteilung schafft eine deutliche Grundlage für die vergleichende Gegenüberstellung. In Abb. 8-13 sind deutlich die durch die punktuelle Lasteinleitung entstehenden Spannungsspitzen zu erkennen. Es fällt dennoch auf, dass das Spannungsbild sich zur Mitte des Prüfkörpers hin zunehmend vergleichmäßigt (homogenisiert). Der Scheibenschub ist im mittleren Prüfkörperbereich unter beiden Lastfällen fast identisch. Mit den in Tab. 8-3 dargestellten übereinstimmenden Verformungsbildern kann auch auf ähnliche Spannungsverhältnisse in den Modellen geschlossen werden. Die Wirksamkeit der Schubeinleitung mittels Kerven kann somit als numerisch belegt angesehen werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Die in 1.3 formulierte These des Forschungsvorhabens wird wiederholt dargelegt:

Kerven als Verbundmittel können in Rahmenversuchen mit BSP-Elementen einen ausreichend starken und konstanten Verbund zwischen Rahmen und Prüfkörper herstellen und gleichzeitig wirtschaftliche Versuchsdurchführungen ermöglichen.

Mit dieser Arbeit konnte jegliche theoretische Vorarbeit für die praktische Umsetzung dieses Forschungsvorhabens geleistet werden. Für einen bestehenden Prüfraumen konnte ein bisher unerprobtes Verbundkonzept erarbeitet und entworfen werden. Unter der Aufstellung von Randbedingungen (Reversierbarkeit, Reproduzierbarkeit sowie eines beschädigungsfreien Prüfkörperbaus) wurde ein Optimierungsproblem für die Formgebung der Kerven formuliert und gelöst. Die verzahnte Verbindung kann über Kervenstempel aus Stahl mittels gleitfester Schraubenverbindungen adaptiv in den Rahmen ein- und ausgebaut werden. Der Abbund der Prüfkörper kann mit handelsüblichen Kervenfräsen erfolgen.

In einem weiteren Schritt konnte die Wirksamkeit der Schublasteinleitung zur Erzeugung eines reinen, homogenen Schubspannungsfeldes im Zentrum der Prüfkörperfläche numerisch untersucht und bestätigt werden. So wird es bei den praktischen Versuchsdurchführungen möglich sein, unter Einsatz von Wegsensoren oder anderer technologischer Mittel die vertikale und horizontale Verformung zu messen und damit Rückschlüsse auf die Scheibensteifigkeit D_{xy} , bzw. G_{xy} des Bauteils zu ziehen. Erste Prüfdurchläufe mit verschiedenen BSP-Ausführungen sind zum heutigen Stand für Mai 2024 geplant.

Das Forschungsvorhaben reiht sich damit direkt in die Arbeit von Bjönfot et al. ([7], [25] sowie [64]) zu Rahmenversuchen (*picture frame tests*) von BSP ein.

9.2 Kritische Diskussion und Ausblick

Die finale Tauglichkeit des erstellten Konzeptes kann erst mit der praktischen Vorarbeit und den Versuchsdurchführungen bestätigt werden. Unvorhergesehene Schwierigkeiten beim Einbau der Kervenstempel oder beim Abbund der Prüfkörper können individuelle Lösungsansätze oder Abweichungen vom dargelegten Vorgehen erfordern und mit sich bringen.

Des weiteren konnte im Rahmen der numerischen Untersuchungen keine Aussage über die Verbundsteifigkeit getroffen werden. Eine Analyse dessen bedarf eines komplexeren mechanischen Modells. Sollte es bei Versuchsdurchführungen aufgrund großer Verformungen und/oder eines zu großen Kervenwinkels zum Kontaktverlust der äußeren Zahnflanken kommen, ist keine gleichmäßige Einleitung der Schubbelastung mehr gegeben. Dies führt umgehend zu einem

veränderten Spannungsbild und sollte bei der Auswertung der Versuchsergebnisse berücksichtigt werden.

Weiter ungeklärt bleibt auch der Einfluss nicht parallel zur Schubeinleitung ausgerichteter Brettlagen. Im hier gewählten Ansatz bleibt zum einen der Anteil direkt eingeleiteter Kräfte ungeachtet. Auch etwaige Sperreffekte (Locking-Effekte) diagonaler oder orthogonaler Lagen und eine damit verbundene Verfälschung der Scheibensteifigkeit bleibt Gegenstand zukünftiger Betrachtungen.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1-1:	Darstellung des menschlichen Einflusses auf den Bodenkohlenstoffpool und die atmosphärische CO ₂ -Konzentration im Laufe der Zeit, aus [14]	1
Abb. 1-2:	Prinzipiskizze des Rahmenversuchs, aus [7] modifiziert und übersetzt.....	3
Abb. 1-3:	Prüfungsaufwand und theoretische Suffizienz verschiedener Verbundarten im Rahmenversuch mit BSP-Elementen (eigene Darstellung)	4
Abb. 2-1:	Gliederung vergüteter Holzwerkstoffe in Adaption an Schickhofer [3], bzw. Kolb und Ebble aus [15]	7
Abb. 2-2:	Aufbau von Brettsperrholz (Explosionszeichnung), aus [29].....	7
Abb. 2-3:	geklebtes Brettsperrholz, aus [31].....	7
Abb. 2-4:	Aufbau und Begrifflichkeiten des BSP-Elements, modifiziert aus [24]	8
Abb. 2-5:	Baustellenseitige Anlieferung eines Wandelements aus BSP. Foto: Brüninghoff, aus [6]	9
Abb. 2-6:	Schnitt durch ein MHM-Wandelement, aus [35].....	10
Abb. 2-7:	Schnitt durch ein <i>NUR-HOLZ Vollholzelement</i> , aus [36].....	10
Abb. 2-8:	Schnittperspektive des Schichtaufbaus eines LaNaSys-Deckenelements, aus [5]	11
Abb. 3-1:	Schnittflächen im Stamm und anatomische Hauptachsen am Würfelement, aus [16]	13
Abb. 3-2:	Spannungen und Schnittgrößen am Scheibenrand (eigene Darstellung).....	17
Abb. 3-3:	Spannungstransformation: Ausgangszustand (links), Drehung um den Winkel α (rechts), adaptiert aus [13]	18
Abb. 3-4:	Mohr'scher Spannungskreis, adaptiert aus [13].....	19
Abb. 4-1:	Darstellung des BSP-Elements und Isolierung der repräsentativen Volumenelemente, aus [9]	22
Abb. 4-2:	Superposition der Lastabtragungsmechanismen am RVSE, aus [9] a) Netto-Schub b) Brutto-Schub c) Torsion.....	23
Abb. 4-3:	Brutto-Schubversagen, aus [12].....	23
Abb. 4-4:	Netto-Schubversagen, aus [12].....	24
Abb. 4-5:	Torsionsversagen, aus [12].....	24
Abb. 4-6:	Schematische Darstellungen gängiger kleinformatiger Testverfahren, aus [7] a) Testprinzip für Torsionsversagen nach Jöbstl et al. (2004) [17] b) Testprinzip für Netto-Schubversagen nach Jöbstl et al. (2008) [18] c) Testprinzip für Netto-Schubversagen und Torsionsversagen nach Brandner et al. (2013) [19]	26
Abb. 4-7:	Schematische Darstellungen einiger großformatiger Testverfahren, aus [7] a) Rahmenversuch nach Bosl (2002) [49] b) Rahmenversuch nach Bogensperger et al. (2007) [50] c) Diagonaldruckversuch nach Andreolli et al. (2012) [51]	27

Abb. 4-8:	Ausschnitt des Prüfkörpers aus dem BSP-Wandelement, aus [12]	28
Abb. 4-9:	Aufbau der Prüfvorrichtung nach Kreuzinger/Sieder, aus [46]	28
Abb. 4-10:	Darstellung des Systems links und des inneren Spannungszustands im Schnitt rechts, aus [12]	28
Abb. 4-11:	Spannungszustände im differentiellen Stützen- sowie BSP-Ausschnitt, aus [12] a) Schub und Druck b) reiner Schub c) reiner Druck	29
Abb. 4-12:	Spannungszustand aus Abb. 4-11 im Mohr'schen Spannungskreis (eigene Darstellung)	30
Abb. 4-13:	Prinzipskizze des Rahmenversuchs, aus [7] modifiziert und übersetzt (Vgl. Abb. 1-2)	32
Abb. 4-14:	Versuchsaufbau für Stahlbetonelemente nach Vecchio und Collins (1986), aus [55]	33
Abb. 4-15:	Kinematisches Prinzip des Rahmenversuchs für faserverstärkte Kunststoffe, aus DIN EN 20337:2019 [57]	33
Abb. 4-16:	Abbildung des Testprinzips inklusive Hauptspannungszustand des differentiellen Elements und Spannungszustand des ausgerichteten differentiellen Elements. Oben rechts: Spannungszustand im Mohr'schen Spannungskreis, adaptiert aus [7]	34
Abb. 4-17:	Grafische Darstellung der Spannungs-Verformungs-Beziehungen des ebenen Spannungszustands unter reinem Schub (eigene Darstellung)	35
Abb. 4-18:	Ermittlung der gesamten Schubverformung (eigene Darstellung)	35
Abb. 4-19:	Grafische Darstellung der Lastumrechnungsschritte (eigene Darstellung)	36
Abb. 5-1:	Kerbe mit stiftförmigem Verbindungsmittel, aus [11]	39
Abb. 5-2:	Darstellung und Begriffe des Stirnversatzes, aus [8]	39
Abb. 5-3:	Zusammengesetztes, verzahntes Bogentragwerk, Zeichnung von Leonardo da Vinci, aus [2]	40
Abb. 5-4:	Versagensarten einer Kervenverbindung (eigene Darstellung) a) Abscheren des Vorholzes b) Druckversagen der Kervenflanke	41
Abb. 5-5:	Verbundversagen durch Abrutschen im HBV, aus [11]	41
Abb. 5-6:	Spannungsverläufe in den dargestellten Schnittebenen für $\beta > 0^\circ$, in Anlehnung an Stephan [4]	42
Abb. 5-7:	Spannungsverläufe in den dargestellten Schnittebenen für $\beta = 0^\circ$, in Anlehnung an Stephan [4]	42
Abb. 6-1:	Einzelteile des Prüfraumenmodells (eigenes Foto)	44
Abb. 6-2:	Verschiebungsfeld: kein Verbund (eigene Darstellung)	45
Abb. 6-3:	Verschiebungsfeld: viereckige Kerven (eigene Darstellung)	45
Abb. 6-4:	Verschiebungsfeld: dreieckige Kerven (eigene Darstellung)	45
Abb. 6-5:	Verschiebungsfeld: verklebt, starrer Verbund (eigene Darstellung)	45
Abb. 6-6:	Belastungen des FE-Modells (eigene Darstellung) links: Diagonaldruckszenario rechts: ideeller Schubfluss	46

Abb. 6-7:	Verformungsfeld ohne Verbund (rot) (eigene Darstellung)	47
Abb. 6-8:	Verformungsfeld unter Verbund mit viereckigen Kerven (rot) (eigene Darstellung).....	47
Abb. 6-9:	Verformungsfeld unter Verbund mit dreieckigen Kerven (rot) (eigene Darstellung).....	47
Abb. 6-10:	Verformungsfeld unter starrem Verbund (rot) (eigene Darstellung).....	48
Abb. 6-11:	Versagen des Prüfkörpers ohne Verbund (eigenes Foto).....	49
Abb. 6-12:	Versagen des Prüfkörpers unter Verbund mit dreieckigen Kerven (eigenes Foto).....	49
Abb. 6-13:	Optimierung der Kervengeometrie (eigene Darstellung).....	50
Abb. 7-1:	Illustration eingeschnittener Kerven in verschieden ausgerichteten Schichten (eigene Darstellung).....	51
Abb. 7-2:	Abmessungen an der Einzelkerve (eigene Darstellung)	52
Abb. 7-3:	Abmessungen an der Prüfkörperseite (eigene Darstellung)	53
Abb. 7-4:	Darstellung aller Abmessungen im Randbereich des Kervenbildes (eigene Darstellung).....	54
Abb. 7-5:	Darstellung der wesentlichen Flächen zur Tragfähigkeitsermittlung der Kerven (eigene Darstellung).....	56
Abb. 7-6:	Einfluss des Kervenwinkels auf die Kraftübertragung (eigene Darstellung)	57
Abb. 7-7:	Einfluss des Winkels auf die Größe der abtreibenden Kraft F_{90} (orangefarbener Graph) mit $F = 100$ kN.....	57
Abb. 7-8:	Perspektivische Visualisierung der Prüfvorrichtung von Holzinger, aus [10]	59
Abb. 7-9:	Ausschnitt des Fertigungsplans „Klemmbacke 1“ der Firma <i>HUNDEGGER</i> , gezeichnet Remmele. Einige Maßketten ergänzt	60
Abb. 7-10:	Kervenfräse ZK 115 Ec von <i>MAFELL</i> im Einsatz, aus [1].....	61
Abb. 7-11:	Modifizierte Abbildung des Kervenfräskopfes $\varnothing 150 \times 115$ mm von <i>MAFELL</i> ®, aus [1]	61
Abb. 7-12:	Piktogramm mit Erklärung von Holzinger aus der Montageanleitung aus [10] ...	62
Abb. 7-13:	Vereinfachte Abmessungen an der Einzelkerve (eigene Darstellung).....	63
Abb. 7-14:	Schemenhafte Darstellung wichtiger Abmessungen am Schnitt durch den Rahmenschenkel – Angaben in mm (eigene Darstellung).....	65
Abb. 7-15:	Darstellung der Randkerve mit Rotationsbahn des Schenkels für $l_{v,2} > r$ (eigene Darstellung).....	66
Abb. 7-16:	Darstellung der Randkerve mit Rotationsbahn des Schenkels für $l_{v,2} = r$ (eigene Darstellung).....	67
Abb. 7-17:	Darstellung der Randkerve mit Rotationsbahn des Schenkels für $l_{v,2} < r$ (eigene Darstellung).....	67
Abb. 7-18:	Skizze zur Randsituation und Grenzwert für den Randabstand r , Angaben in mm (eigene Darstellung).....	67

Abb. 7-19:	Darstellung der geometrischen Abhängigkeiten des Kervenbildes (eigene Darstellung).....	68
Abb. 7-20:	Modifizierte, grafische Darstellung des Optimierungsproblems (eigene Darstellung).....	73
Abb. 7-21:	Teilzeichnung aus dem Plan „Kervenstempel_01“ – Ansicht, gezeichnet Fricke	75
Abb. 7-22:	Teilzeichnung aus dem Plan „Kervenstempel_01“ – Draufsicht und Isometrie, gezeichnet Fricke	76
Abb. 7-23:	Teilzeichnung aus dem Plan „Kervenstempel_01“ – Schnitt A-A, gezeichnet Fricke	77
Abb. 8-1:	Kräfteverhältnisse in der Brettkreuzung zweier Lagen (eigene Darstellung)	80
Abb. 8-2:	Darstellung des Verschiebungspfades der seitlichen Rahmenecken (eigene Darstellung).....	82
Abb. 8-3:	Grafische Darstellung der realen und theoretischen Horizontalverschiebung in Abhängigkeit von der Vertikalverschiebung des seitlichen Rahmenpunktes (eigene Darstellung).....	83
Abb. 8-4:	Grafische Darstellung der Verschiebungsdifferenz und -abweichung (eigene Darstellung).....	85
Abb. 8-5:	Darstellung des Stabmodells (<i>SOFiSTiK</i>)	88
Abb. 8-6:	Darstellung des Referenzmodells (<i>SOFiSTiK</i>).....	89
Abb. 8-7:	Darstellung des gemäß Gl. (8-29) belasteten Prüfkörpers (<i>SOFiSTiK</i> Plot)	90
Abb. 8-8:	Legende über die Farbgebung der Schubspannungen im Prüfkörper [N/mm ²] (8.3.2).....	91
Abb. 8-9:	Abweichung der Schubspannung von der ideell beanspruchten Platte über die Einschnitttiefe e (eigene Darstellung).....	95
Abb. 8-10:	Vektorielle Darstellungen der Knotenverschiebungen des Modells mit $e = 10$ mm unter der Belastung nach Abb. 8-7 (<i>SOFiSTiK</i> Plot).....	97
Abb. 8-11:	Legende über die Farbgebung der Schubspannungen im Prüfkörper [N/mm ²] (8.3.3).....	100
Abb. 8-12:	Spannungsverteilung τ_{xy} im Referenzmodell unter LF 1 (<i>SOFiSTiK</i> Plot).....	100
Abb. 8-13:	Spannungsverteilung τ_{xy} im Referenzmodell unter LF 2 (<i>SOFiSTiK</i> Plot).....	100

Tabellenverzeichnis

Tab. 5-1:	Gliederung von Verbindungsarten nach dem physikalischen Wirkprinzip, Vgl. [60]	38
Tab. 7-1:	Auflistung der Optimierungsbedingungen	58
Tab. 7-2:	Auflistung der konstanten Parameter	71
Tab. 7-3:	Auflistung der Abhängigkeiten	71
Tab. 7-4:	Auswertung des Optimierungsproblems für $t_v = 26$ mm.....	74
Tab. 8-1:	Erläuterung der Federsteifigkeiten	87
Tab. 8-2:	Darstellung des Spannungsbildes unter steigender Einschnitttiefe	91
Tab. 8-3:	Gegenüberstellung der Verformungsbilder beider Modelle unter den Lastfällen	99

Literaturverzeichnis

- [1] MAFELL AG. *Gesamtkatalog*, Oberndorf a.N., 2024. [Online]. Verfügbar: https://marketing.mafell.de/epaper/katalog_2024_de/#0.
- [2] Ladislao Reti (Hrsg.), *Leonardo: Künstler-Forscher-Magier*. Köln: Parkland, 1996.
- [3] G. Schickhofer, "Starrer und nachgiebiger Verbund bei geschichteten, flächenhaften Holzstrukturen," Dissertation, TU Graz, 1995.
- [4] R. Stephan, "Beitrag zur Spannungsermittlung beim Versatzanschluss im Holzbau," Dissertation, TH Hannover, 1950.
- [5] L. Bienert und N. Schumacher, "Laubholz-der Werkstoff der Zukunft," *Holzbau-die neue Quadriga*, Nr. 06.
- [6] "So wird Brettsperrholz beim Bau eines Holzhauses eingesetzt," 19.08.2018. [Online]. Verfügbar: <https://www.haus.de/bauen/brettsperrholz-beim-bau-eines-holzhauses-24576>
- [7] T. Tsalkatidis, A. Björnfort, R. Tomasi und A. Nygård, "Test method for determining the in-plane shear strength and stiffness of cross laminated timber (CLT)," auf *WCTE 2016*, Wien, 2016.
- [8] F. Colling, "Auflagerungen, Kontaktanschlüsse," in *Holzbau: Grundlagen, Bemessungshilfen*, 2. überarb. Aufl. Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2008, Kap. 8, S. 98-120.
- [9] T. Moosbrugger, W. Guggenberger und T. Bogensperger, "Cross Laminated Timber Wall Segments under homogeneous Shear—with and without openings," auf *9th World Conference on Timber Engineering (WCTE)*, Portland, 2006.
- [10] D. P. Holzinger, "Konzeption eines Scheibenschubversuches für diagonal vernageltes Brettsperrholz," Master's Thesis, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München, 2021.
- [11] B. C. Michelfelder, "Trag- und Verformungsverhalten von Kerven bei Brettstapel-Beton-Verbunddecken," Dissertation, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften - Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2006.
- [12] R. Brandner, P. Dietsch, J. Dröscher, M. Schulte-Wrede, H. Kreuzinger und M. Sieder, "Cross laminated timber (CLT) diaphragms under shear: Test configuration, properties and design," *Construction and Building Materials*, 147. Aufl., S. 312-327.
- [13] C. Mittelstedt, "Ebener Spannungszustand," in *Technische Mechanik 2: Elastostatik: Eine Einführung mit vielen ausführlichen Beispielen*, Christian Mittelstedt (Hrsg.). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2022, S. 25-47.
- [14] G. Churkina et al., "Buildings as a global carbon sink," *Nature Sustainability*, 3. Aufl., Nr. 4, S. 269-276, 2020/04/01, doi: 10.1038/s41893-019-0462-4.
- [15] H. Blumer und K. Möhler, *Ingenieurholzbau in Forschung und Praxis*. Karlsruhe: Bruderverl., 1982.

- [16] P. Dietsch, H. Kreuzinger und S. Winter, "Holzbau," in *Handbuch für Bauingenieure: Technik, Organisation und Wirtschaftlichkeit*, Konrad Zilch et al. (Hrsg.). Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019, S. 1-54.
- [17] R. A. Jöbstl, T. Bogensperger, G. Schickhofer und G. Jeitler, "Mechanical behaviour of two orthogonally glued boards," auf *8th World Conference on Timber Engineering (WCTE)*, 2004, S. 357-364.
- [18] R. A. Jöbstl, T. Bogensperger und G. Schickhofer, "In-plane shear strength of cross laminated timber," auf *41th CIB-W18 Meeting*, St. Andrews, 2008.
- [19] R. Brandner, T. Bogensperger und G. Schickhofer, "In-Plane Shear Strength of Cross Laminated Timber (CLT): Test Configuration, Quantification and Influencing Parameters (46-12-2)," auf *International council for research and innovation in building an construction - working comission W18 - timber structures CIB - W18 - Meeting 46*, Vancouver, Rainer Görlacher (Hrsg.), 2013: Timber Scientific Publishing, S. 229-241.
- [20] W. Sobek, *non nobis - über das Bauen in der Zukunft Band 2: Die Randbedingungen des Zukünftigen*. avedition, 2023.
- [21] G. Churkina und A. Organschi, "Will a Transition to Timber Construction Cool the Climate?," *Sustainability*, 14. Aufl., 04/04, doi: 10.3390/su14074271.
- [22] C. D. Oliver, N. T. Nassar, B. R. Lippke und J. B. McCarter, "Carbon, Fossil Fuel, and Biodiversity Mitigation With Wood and Forests," *Journal of Sustainable Forestry*, 33. Aufl., Nr. 3, S. 248-275, 2014/04/03, doi: 10.1080/10549811.2013.839386.
- [23] H. Kreuzinger, "Platten, Scheiben und Schalen – ein Berechnungsmodell für gängige Statikprogramme," *Bauen mit Holz*, 1. Aufl., Nr. 1, S. 34-39.
- [24] DIN EN 16351:2021-06-00, *Holzbauwerke - Brettsperrholz - Anforderungen; Deutsche Fassung EN 16351:2021*, DIN e.V., Beuth Verlag, Berlin.
- [25] J. Turesson, A. Björnfot, S. Berg, M. Ekevad und R. Tomasi, "Picture frame and diagonal compression testing of cross-laminated timber," *Materials and Structures*, 52. Aufl., S. 1-12.
- [26] J. E. Gordon, *The science of structures and materials*. New York: Scientific American Library, 1988.
- [27] P. Mestek, S. Winter und N. Werther. (2010) Bauen mit Brettsperrholz. *holzbau handbuch | REIHE 4 | TEIL 6 | FOLGE 1*. 4-15.
- [28] G. Jauk. "Rückblick 2022 / Ausblick 2023 - Weiterer Wachstumsschub für BSP." *holzkurier.com*. <https://www.holzkurier.com/holzprodukte/2023/01/rueckblick-2022-ausblick-2023-bsp.html> (zugegriffen am: März, 2024).
- [29] M. Wallner-Novak, J. Koppelhuber und K. Pock, proHolz Austria (Hrsg.), *Brettsperrholz Bemessung Band I - Grundlagen für Statik und Konstruktion nach Eurocode*. Immenstadt, Austria: Druck Eberl Print, 2013.

- [30] DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08, *Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*, DIN e.V. NABau, Beuth Verlag, Berlin.
- [31] "Brettsperrholz." dataholz.eu.
<https://www.dataholz.eu/baustoffe/lagenwerkstoffe/brettsperrholz.htm> (zugegriffen am: 29.03.2024).
- [32] Studiengemeinschaft Holzleimbau e.V. (Hrsg.), *Brettsperrholz-Merkblatt*, 5. Auflage. 2023.
- [33] K.-J. Schneider, A. Goris und A. Albert, *Bautabellen für Ingenieure mit Berechnungshinweisen und Beispielen*, 21. Auflage. Auflage. Köln: Bundesanzeiger, Werner, 2014.
- [34] R. Brandner, G. Flatscher, A. Ringhofer, G. Schickhofer und A. Thiel, "Cross laminated timber (CLT): overview and development," *European Journal of Wood and Wood Products*, 74. Aufl., Nr. 3, S. 331-351, 2016/05/01, doi: 10.1007/s00107-015-0999-5.
- [35] "Massivholz für Ihr Haus in Salzburg und im angrenzenden Oberösterreich." Gruber Holzbau.
<https://www.gruber-holzbau.at/unsere-haeuser/massivholzbauweise#> (zugegriffen am: 26.03.2024).
- [36] "WANDELEMENT - NUR-HOLZ HOLZBAUSYSTEME." Biobased Bouwen.
<https://www.biobasedbouwen.nl/producten/wandelement-nur-holz-houtbouwsystemen-bouwpuur/> (zugegriffen am: 26.03.2024).
- [37] "Kurzbeschreibung - Entwicklung eines material- und energieeffizienten Holzbausystems aus Laub- und Nadelholz (LaNaSys)." [Online]. Verfügbar:
https://www.cee.ed.tum.de/fileadmin/w00cbe/hbb/pdf/220113_lb_ml_Kurzbeschreibung_LaNaSYS.pdf
- [38] Joint Research Centre. "Second Generation of the Eurocodes." European Commission.
<https://eurocodes.jrc.ec.europa.eu/second-generation-eurocodes> (zugegriffen am: 26.03.2024).
- [39] P. Dietsch und S. Winter, "Eurocode 5—future developments towards a more comprehensive code on timber structures," *Structural Engineering International*, 22. Aufl., Nr. 2, S. 223-231.
- [40] N. Lischke, *Zur Anisotropie von Verbundwerkstoffen am Beispiel von Brettlagenholz*. VDI-Verlag, 1985.
- [41] H. Hörig, "Zur Elastizität des Fichtenholzes," *Zeitschrift für technische Physik*, 12. Aufl., Nr. 8, S. 369-379.
- [42] W. Voigt, "Die Symmetrieeigenschaften der Kristalle," in *Lehrbuch der Kristallphysik: mit Ausschluß der Kristalloptik*, Woldemar Voigt (Hrsg.). Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 1966, S. 15-121.
- [43] C. Mittelstedt, *Flächentragwerke: Scheiben, Platten, Schalen, geschichtete Strukturen*. Springer Berlin Heidelberg, 2022.

- [44] H. Neuhaus, *Ingenieurholzbau: Grundlagen-Bemessung-Nachweise-Beispiele*. Münster: Springer Vieweg, 2017.
- [45] H. Altenbach, J. Altenbach und K. Naumenko, *Ebene Flächentragwerke - Grundlagen der Modellierung und Berechnung von Scheiben und Platten*. Berlin: Springer Vieweg, 2023.
- [46] M. Khan, Y. Chui und D. Huang, "A Review of the Methods for Predicting the Effective In-Plane Shear Modulus of Cross-Laminated Timber (CLT)," *Advances in Civil Engineering*, S. 1-15, 06/24, doi: 10.1155/2021/6616559.
- [47] P. Dietsch et al., "Eurocode 5:2022 - Einführung in die neuen Abschnitte Brettsperrholz und Verstärkungen," vorgestellt: Karlsruher Tage 2018 - Holzbau, Karlsruhe, 2018.
- [48] R. Brandner, R. Tomasi, T. Moosbrugger, E. Serrano und P. Dietsch, *Properties, Testing and Design of Cross Laminated Timber: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG 2*. Aachen: Shaker Verlag, 2018.
- [49] R. Bosl, "Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz," München, Univ. der Bundeswehr, Diss., 2001, 2002.
- [50] T. Bogensperger, T. Moosbrugger und G. Schickhofer, "New test configuration for CLT-wall-elements under shear load," auf *International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18-Timber Structures, Meeting*, 2007, S. 1-14.
- [51] M. Andreolli, A. Polastri und R. Tomasi, "Experimental Investigation on in-plane Behaviour of Cross-laminated Timber Elements (45-12-4)," vorgestellt: International council for research and innovation in building and construction - working commission W18 - timber structures CIB - W18 - Meeting 45, Växjö, 2012.
- [52] H. Kreuzinger und M. Sieder, "Einfaches Prüfverfahren zur Bewertung der Schubfestigkeit von Kreuzlagenholz/Brettsperrholz," *Bautechnik*, 90. Aufl., 05/01, doi: 10.1002/bate.201300024.
- [53] R. Brandner et al., "Shear properties of cross laminated timber (CLT) under in-plane load: Test configuration and experimental study," auf *INTER Proceedings Meeting 48 2015*, 2015, S. 181-201.
- [54] R. Spengler, *Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1 Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche* (Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 62). München: Technische Universität München, 1982.
- [55] F. J. Vecchio und M. P. Collins, "The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear," *ACI J.*, 83. Aufl., Nr. 2, S. 219-231.
- [56] A. Björnfot, F. Boggian, A. Nygård und R. Tomasi, "Strengthening of traditional buildings with slim panels of cross-laminated timber (CLT)," vorgestellt: 4th International Conference on Structural Health Assessment of Timber Structures, Istanbul, 2017.
- [57] DIN EN ISO 20337:2020-01-00, *Faserverstärkte Kunststoffe - Schubversuch mittels Schubrahmen zur Ermittlung der Schubspannungs-/Schubverformungskurve und des Schubmoduls in der Lagenebene (ISO 20337:2018)*, DIN e.V., Beuth Verlag, Berlin.

- [58] G. Traetta, T. Bogensperger, T. Moosbrugger und G. Schickhofer, "Verformungsverhalten von Brettsperrholzplatten unter Schubbeanspruchung in der Ebene," auf 5. *Grazer Holzbau-Fachtagung*, Graz, 2006: TU Graz, S. H1-H16.
- [59] M. Andreolli, M. Rigamonti und R. Tomasi, "Diagonal compression test on cross-laminated timber panels," auf *13th World Conference on Timber and Engineering (WCTE)*, Quebec, 2014.
- [60] A. Hillebrandt und P. Riegler-Floors, "Lösbare Verbindungen und Konstruktionen," in *Atlas Recycling*. München: DETAIL, 2021, Kap. B1, S. 42-57.
- [61] J. Natterer und M. Hoefft, "Holz-Beton-Verbundkonstruktionen: Entwicklung eines neuen Verbindungssystems," in "Forschungsbericht CERS Nr.1345," Ecole Polytechnique Federale de Lausanne, 1992.
- [62] DIN EN 14358:2016-11, *Holzbauwerke - Berechnung und Kontrolle charakteristischer Werte*, DIN e.V., Beuth Verlag, Berlin.
- [63] C. Ehrenlechner, "Numerische Untersuchung von genageltem Brettsperrholz," Master's Thesis, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München, 2022.
- [64] J. Turesson, S. Berg, A. Björnfot und M. Ekevad, "Shear modulus analysis of cross-laminated timber using picture frame tests and finite element simulations," *Materials and Structures*, 53. Aufl., S. 1-9.
- [65] DIN EN 1993-1-8:2010-12-00, *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen*, DIN e.V. NABau, Beuth Verlag, Berlin.

Anhang

Anhang A: Herleitung der tatsächlichen horizontalen Verschiebung

Herleitung der Beziehung zwischen vertikaler und horizontaler Verschiebung des seitlichen Rahmenpunktes 2.

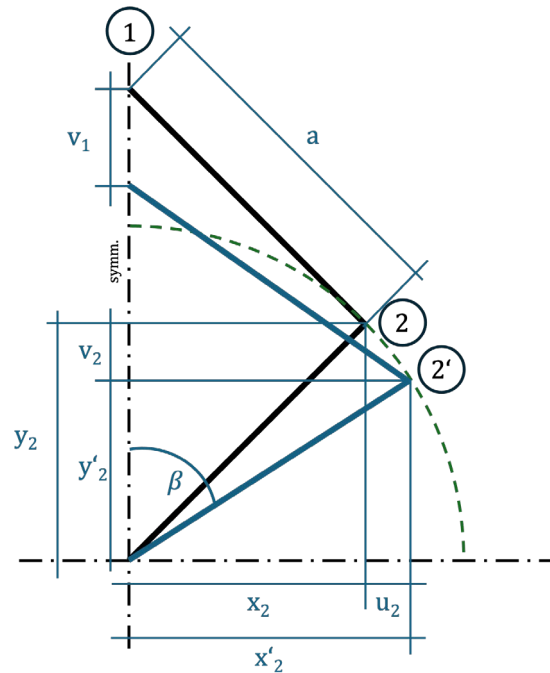


Abb. A 1: Geometrische Abhängigkeiten am Rahmen
 (eigene Darstellung)

mit:

- a Seitenlänge des quadratischen Rahmens
- v_1 vertikale Verschiebung der oberen Rahmenecke (Punkt 1)
- v_2 vertikale Verschiebung der seitlichen Rahmenecke (Punkt 2)
- u_1 horizontale Verschiebung der seitlichen Rahmenecke (Punkt 2)
- x_2, y_2 Ausgangskordinaten (Punkt 2)
- x'_2, y'_2 Koordinaten Referenzpunkt (Punkt 2')
- β Winkel zwischen y-Achse und verdrehtem, unterem Rahmenschenkel

Es lassen sich folgende Beziehungen aufstellen:

$$v_2 = \frac{v_1}{2} \quad (\text{A-1})$$

$$x_2 = y_2 = \frac{\sqrt{2}}{2} a \quad (\text{A-2})$$

$$u_2 = x'_2 - x_2 \quad (\text{A-3})$$

$$x'_2 = \sin(\beta) \cdot a \quad (\text{A-4})$$

$$y'_2 = y_2 - v_2 \quad (\text{A-5})$$

$$\beta = \cos^{-1}\left(\frac{y'_2}{a}\right) \quad (\text{A-6})$$

(A-2) in (A-5):

$$y'_2 = \frac{\sqrt{2}}{2} a - v_2 \quad (\text{A-7})$$

(A-7) in (A-6):

$$\beta = \cos^{-1}\left(\frac{\frac{\sqrt{2}}{2} a - v_2}{a}\right) \quad (\text{A-8})$$

(A-8) in (A-4):

$$x'_2 = \sin\left(\cos^{-1}\left(\frac{\frac{\sqrt{2}}{2} a - v_2}{a}\right)\right) \cdot a \quad (\text{A-9})$$

(A-9) und (A-2) in (A-3):

$$u_2(v_2) = \sin\left(\cos^{-1}\left(\frac{\frac{\sqrt{2}}{2} a - v_2}{a}\right)\right) \cdot a - \frac{\sqrt{2}}{2} a \quad (\text{A-10})$$

Anhang B: Nachweis der Schraubenverbindung

Es folgt die Ermittlung der Tragfähigkeit der in 7.4.2 definierten Verbindung der Kerfenstempel.

Die Randbedingungen der Verbindung werden erneut dargelegt:

Material von Prüfkörper und Stempel: Baustahl S355J2

Schrauben: 2xM16 SFK 10.9

Verbindung: Gleitfeste Verbindung mit übergroßen Löchern
(Ø 20 mm)

Die Ermittlung der Tragfähigkeit erfolgt gemäß DIN EN 1993-1-8:2010-12, 3.9 [65].

Charakteristischer Wert des Gleitwiderstandes:

$$F_{s,Rk} = k_s \cdot n \cdot \mu \cdot F_{p,C} \quad (B-1)$$

mit:

k_s Beiwert zur Berücksichtigung des Lochspiels

n Anzahl der Reiboberflächen $n = 2$ (B-2)

μ Reibzahl

$F_{p,C}$ Grenzvorspannkraft $F_{p,C,M16,FK10.9} = 109,9 \text{ kN}$ (B-3)

Beiwert k_s gemäß Tabelle 3.6: Schrauben in übergroßen Löchern:

$$k_s = 0,85 \quad (B-4)$$

Reibzahl μ gemäß Tabelle 3.7: GFK C - **Oberfläche mit Drahtbürsten metallisch blank gereinigt**

$$\mu = 0,3 \quad (B-5)$$

Charakteristische Grenzgleitkraft je Schraube:

$$F_{s,Rk} = 0,85 \cdot 2 \cdot 0,3 \cdot 109,9 \text{ kN} = 56,05 \text{ kN} \quad (\text{B-6})$$

Die charakteristische Grenzgleitkraft der Gesamtverbindung ergibt sich mit zwei Schrauben je Verbindung ($n_{VM} = 2$) zu:

$$F_{s,Rk,ges} = F_{s,Rk} \cdot n_{VM} = 56,05 \text{ kN} \cdot 2 = \mathbf{112,1 \text{ kN}} \quad (\text{B-7})$$

Anhang C: Fertigungspläne der Kervenstempel und Rahmenpräparation

Plan 1/3 Kervenstempel: Isometrie, Ansichten, Schnitt

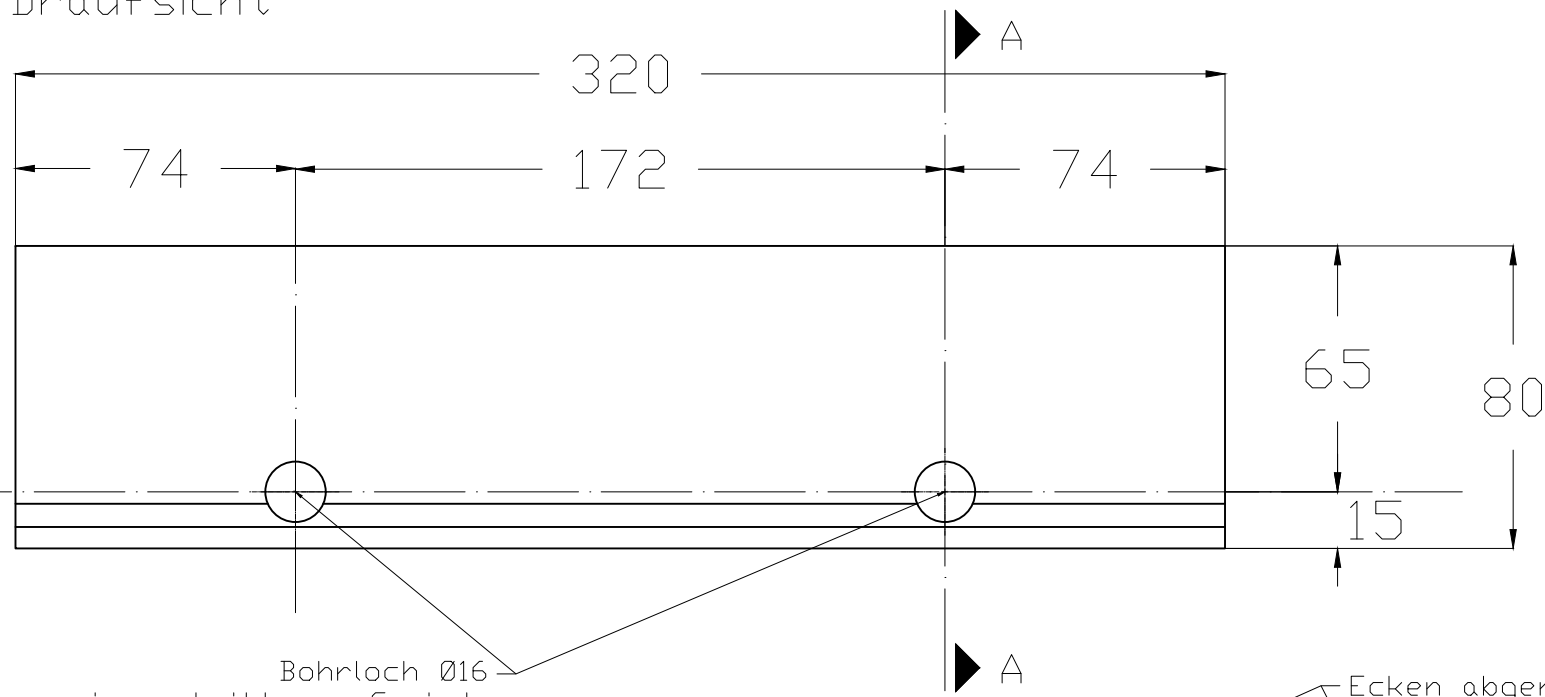
Plan 2/3 Rahmenschinkel breit: Ansichten, Schnitte

Plan 3/3 Rahmenschinkel schmal: Ansichten, Schnitte

Plan 4 Abbundplan des Prüfkörpers

Hinweis: Das Ausmessen des Bestandsrahmens (Vgl. 7.4.1) ergab ein Abweichen der Seitenlänge von $\Delta a = 7$ mm. Die Optimierung der Kervengeometrie beruht jedoch auf dem Maß von $a = 1130$ mm. Die Vorholzlänge der jeweiligen Seitenkerve weist deshalb ein verringertes Maß auf.

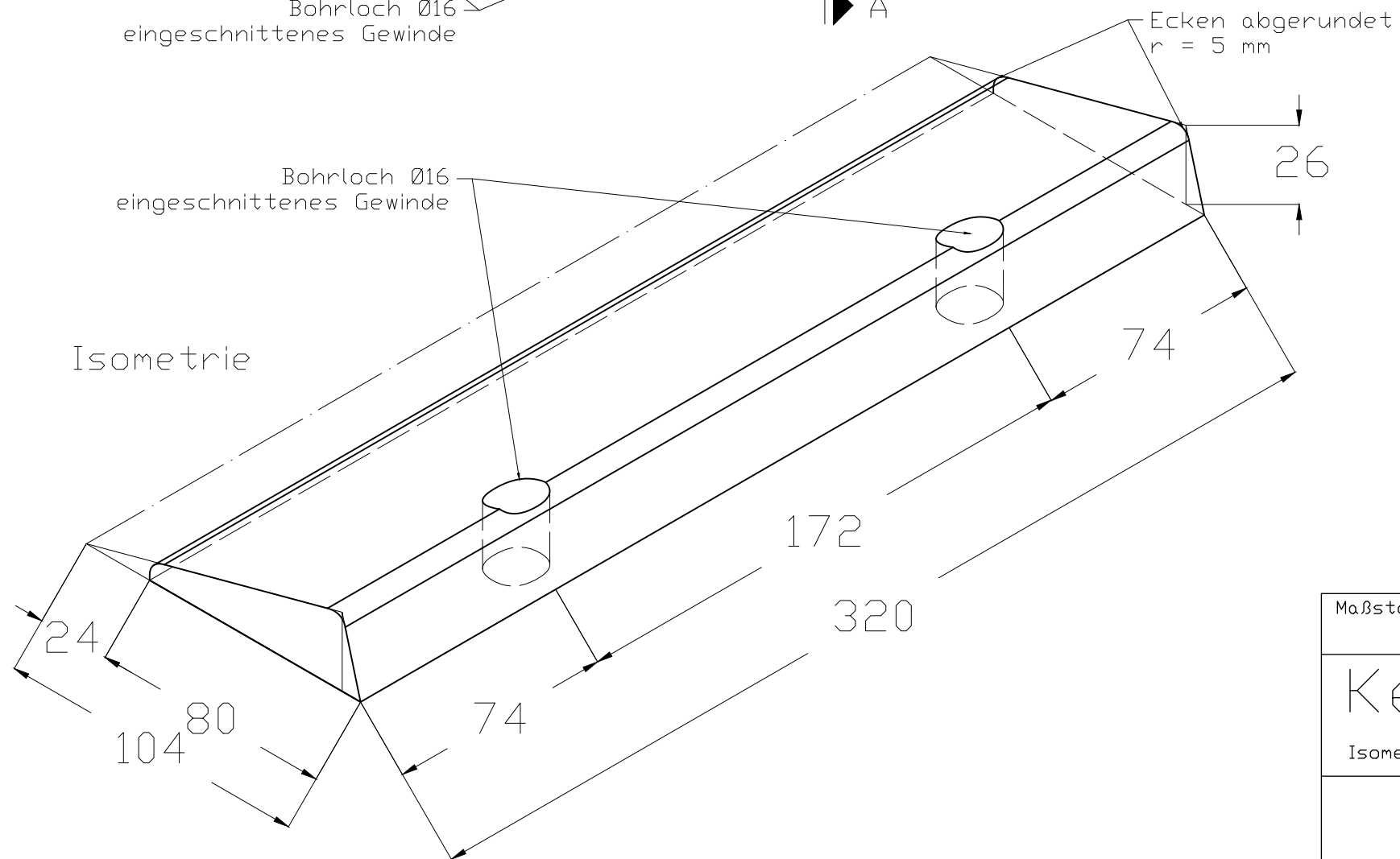
Draufsicht



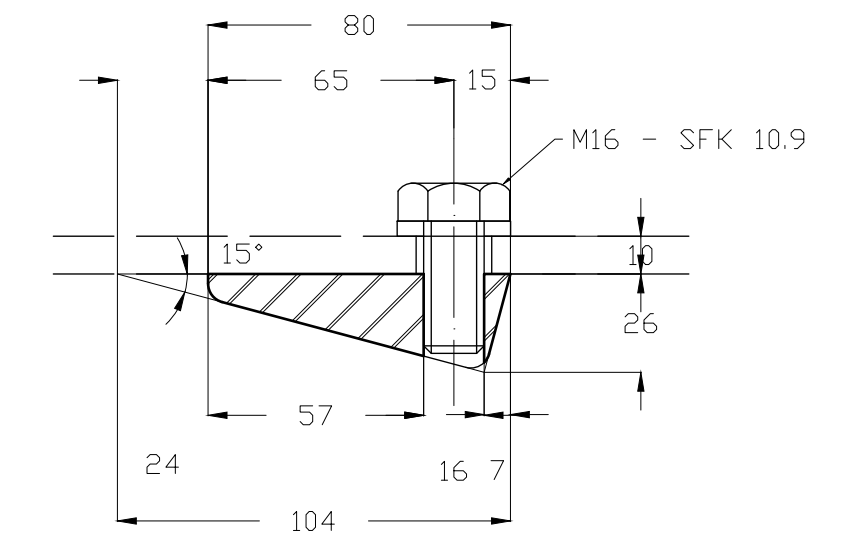
Bohrloch Ø16
eingeschnittenes Gewinde

Bohrloch Ø16
eingeschnittenes Gewinde

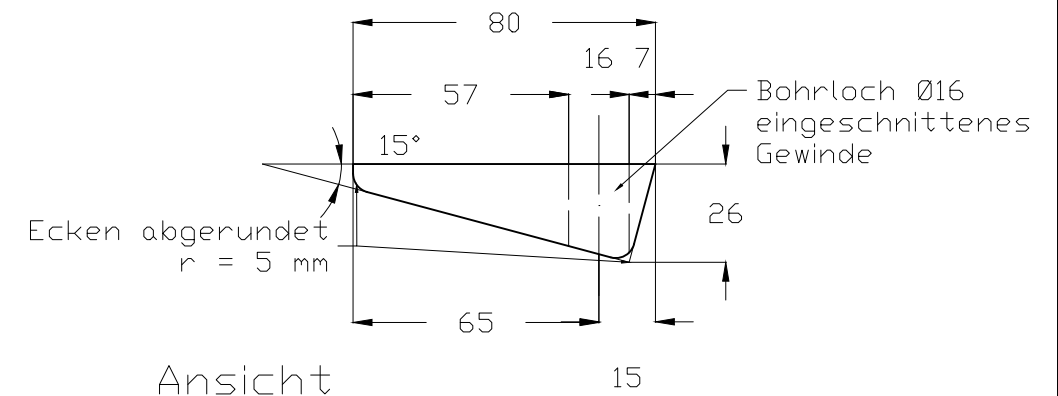
Isometrie



Ecken abgerundet
 $r = 5 \text{ mm}$



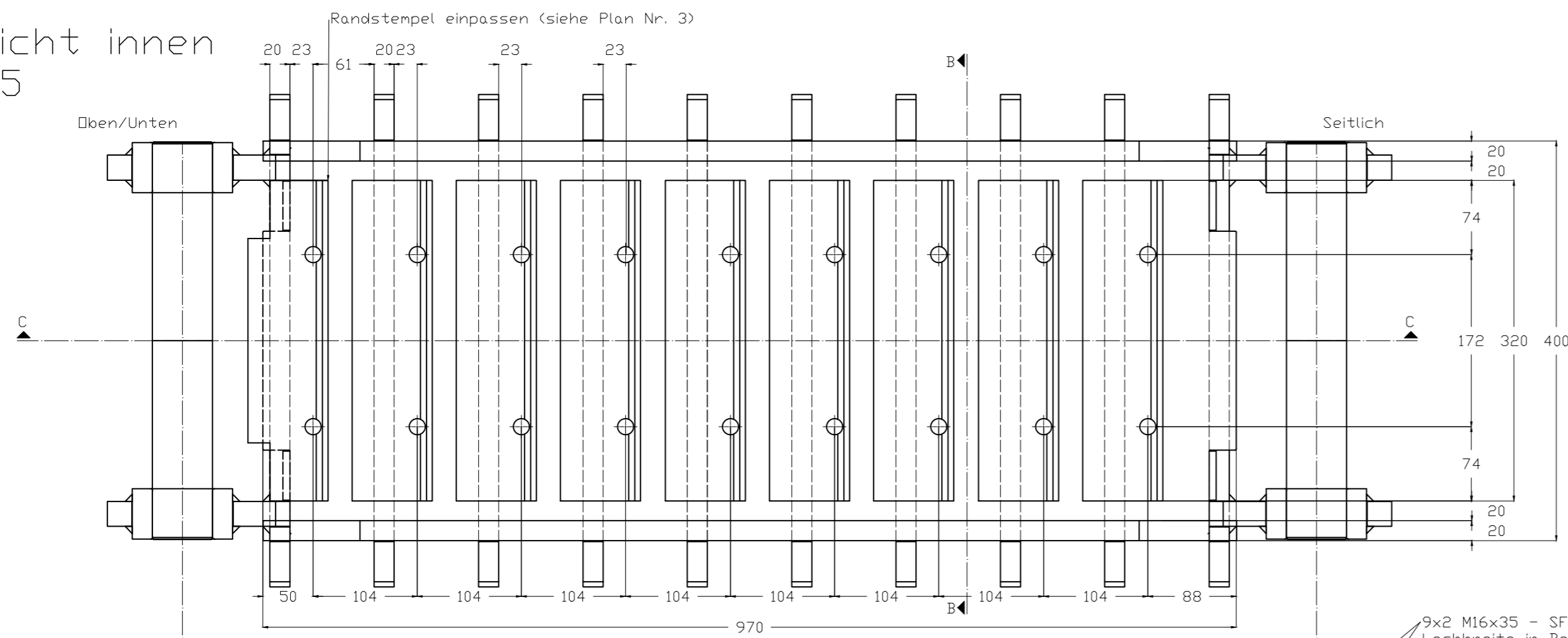
Schnitt A-A



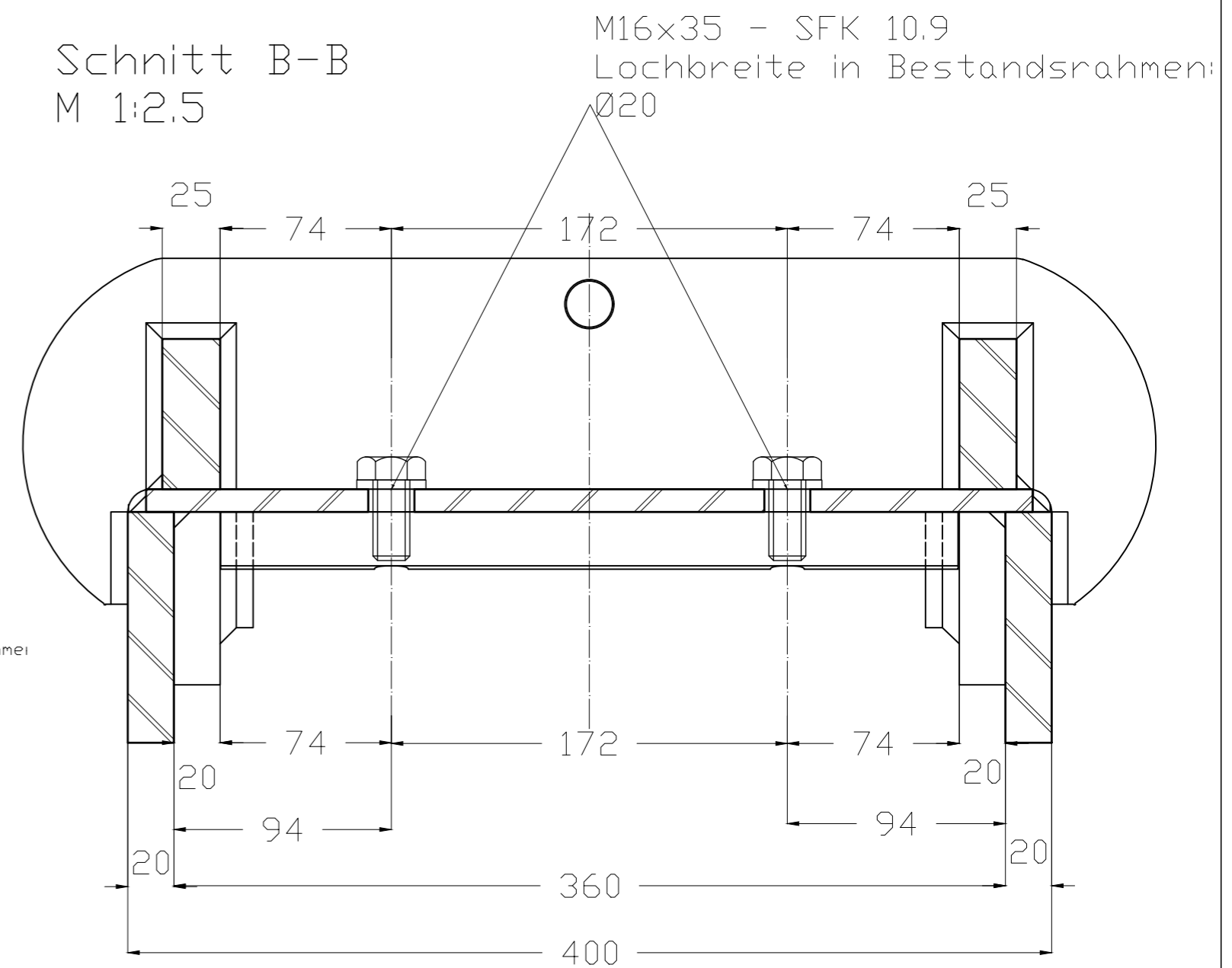
Ansicht

Maßstab:	1:2	Material:	S355J2	Plannummer:	1.1 / 3
Kervenstempel				Projekt: Optimierung einer Prüfvorrichtung für Scheibenschubversuche von Brettsper Holz	
Isometrie, Ansichten, Schnitt					
Technische Universität München TUM School of Engineering and Design Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion					
				gez.: Fricke, 29.02.2024	

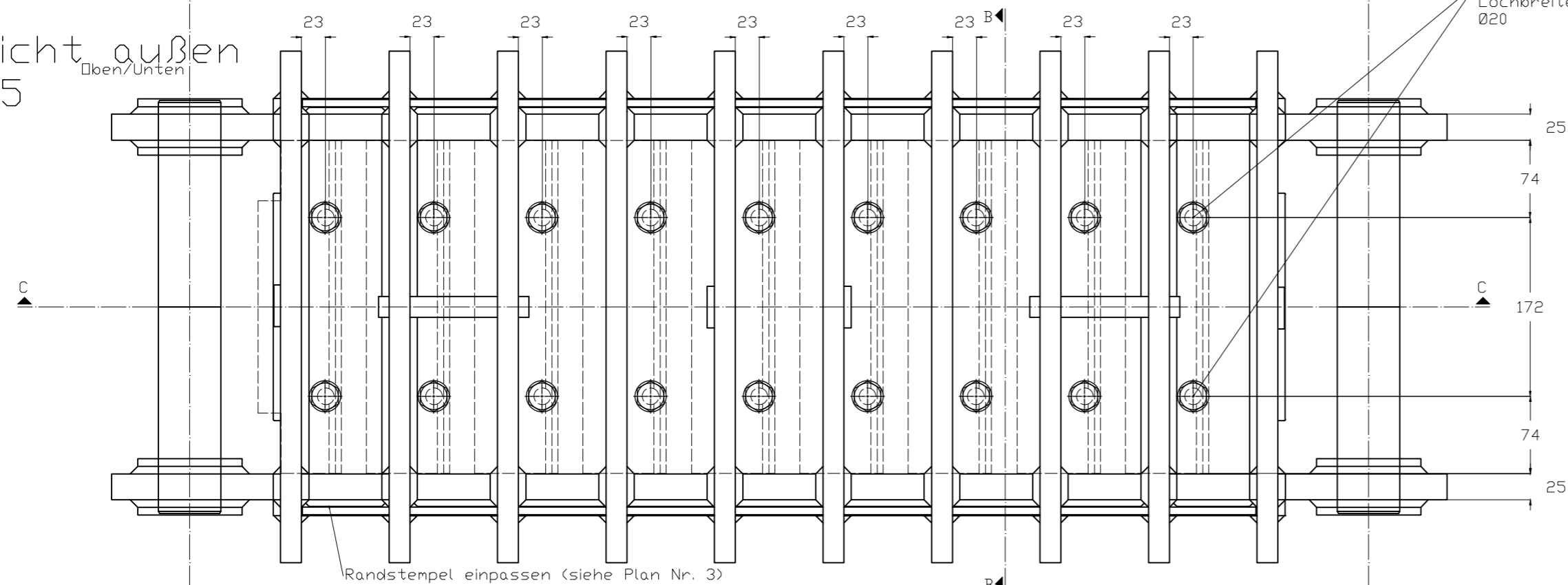
Ansicht innen
M 1:5



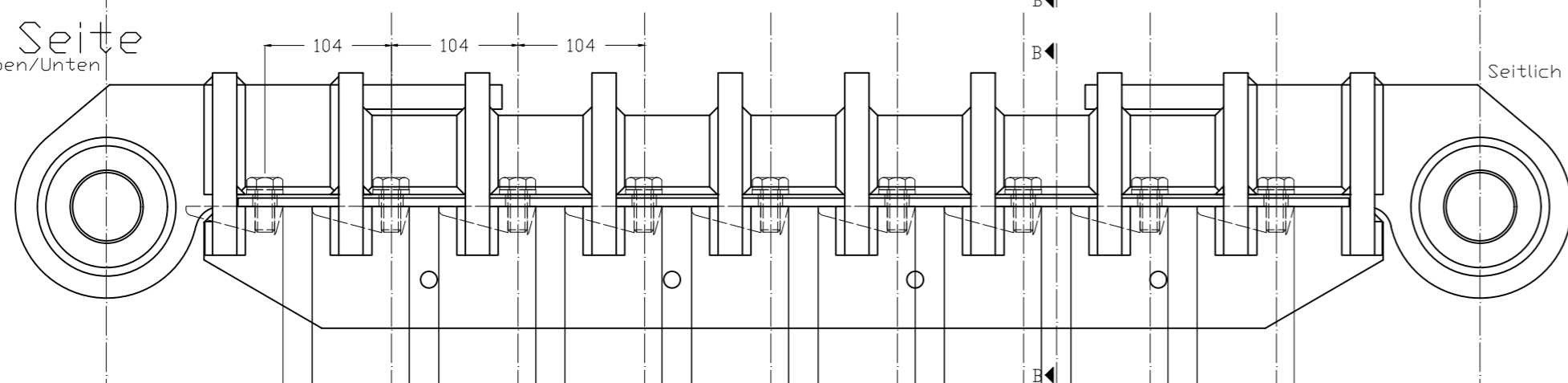
Schnitt B-B
M 1:2.5



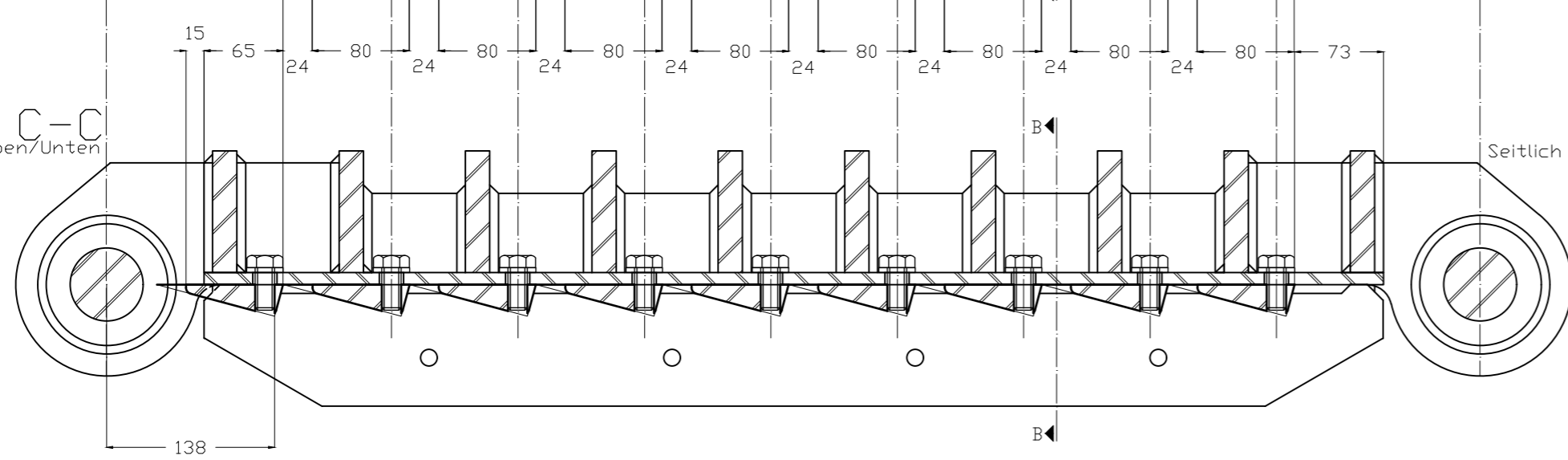
Ansicht außen
M 1:5



Ansicht Seite
M 1:5



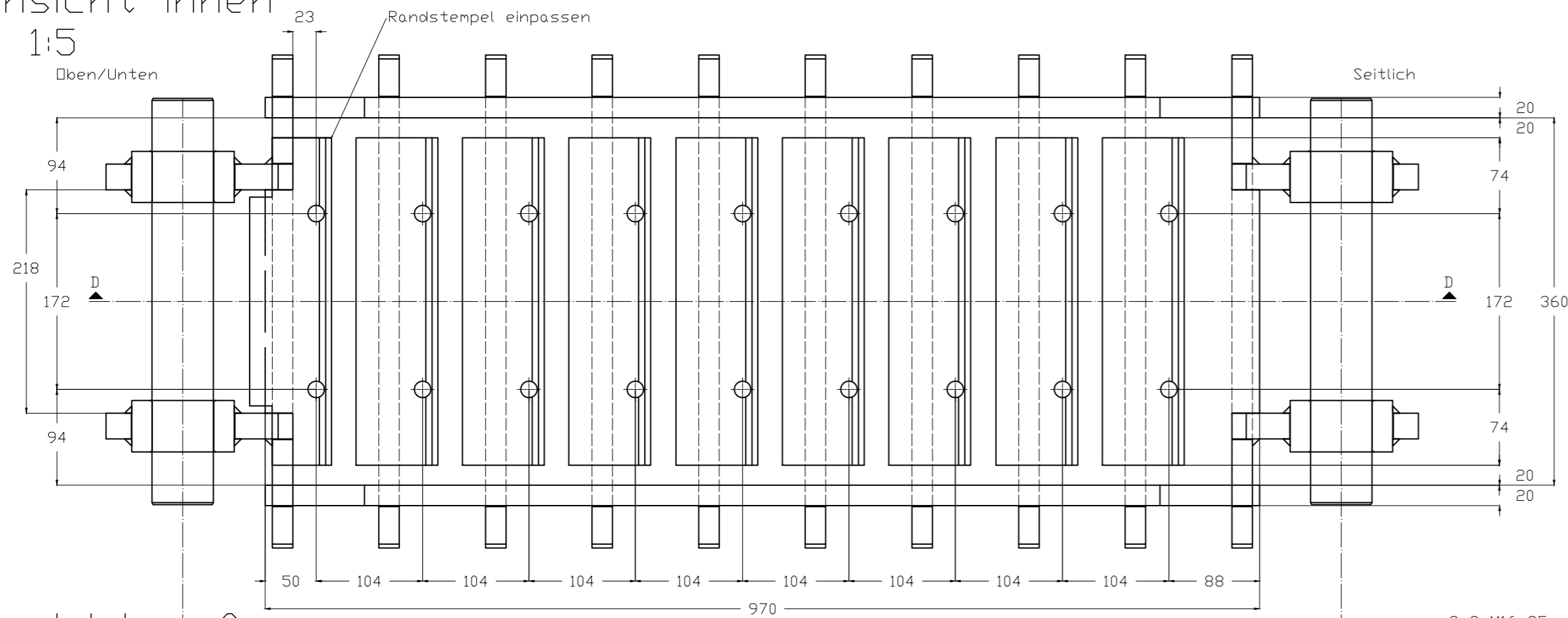
Schnitt C-C
M 1:5



2	26.03.2024	Ergänzung Maßkette	Fricke
Index	Datum	Änderung	gez.
Maßstab: wie angegeben	Material: S355J2		Plannummer: 2.2 /3
Rahmenschenkel breit			Projekt: Optimierung einer Prüfvorrichtung für Schelbenschubversuche von Brettsperholz
Ansichten, Schnitte			
Technische Universität München TUM School of Engineering and Design Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion			
			gez.: Fricke, 01.03.2024

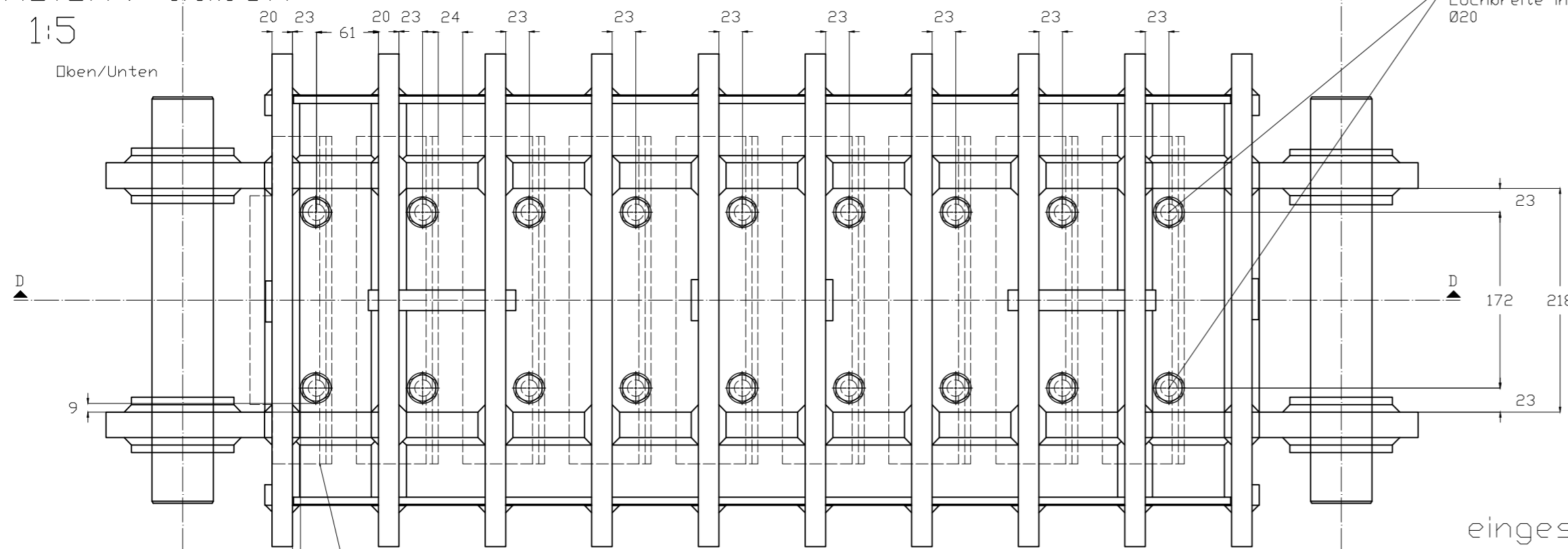
Ansicht innen

M 1:5



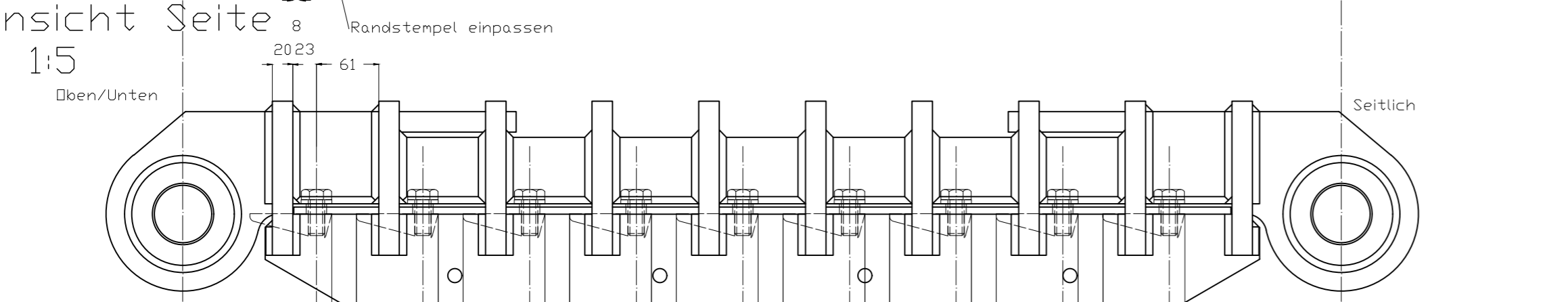
Ansicht außen

M 1:5



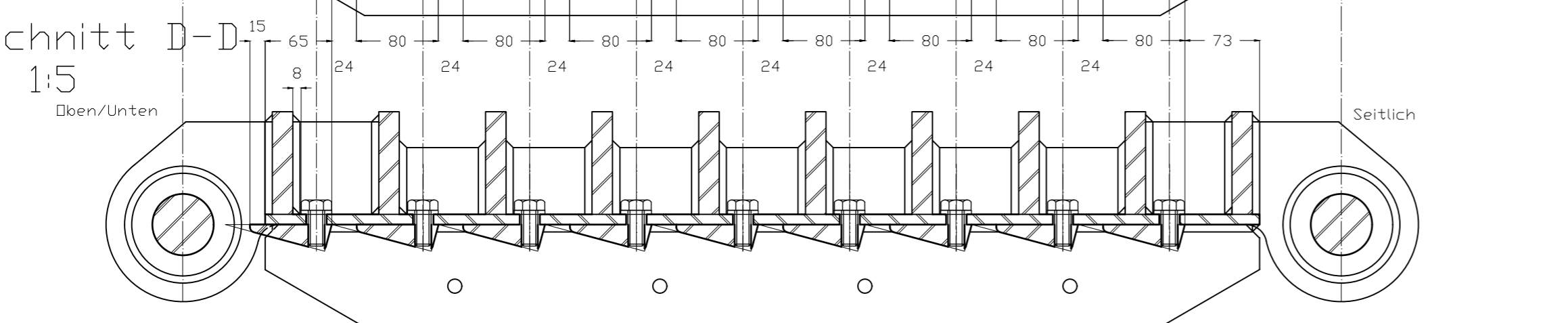
Ansicht Seite

M 1:5



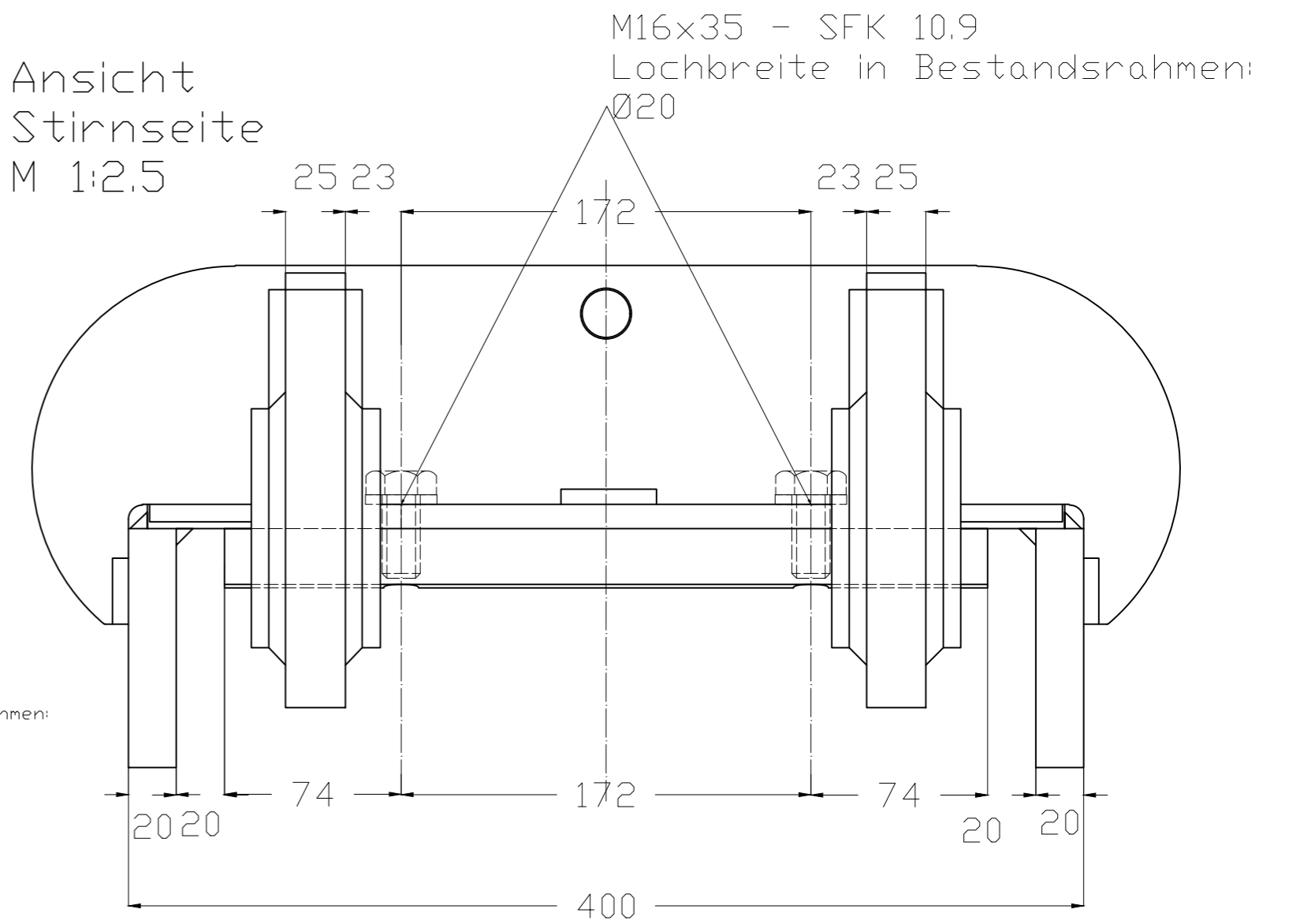
Schnitt D-D

M 1:5



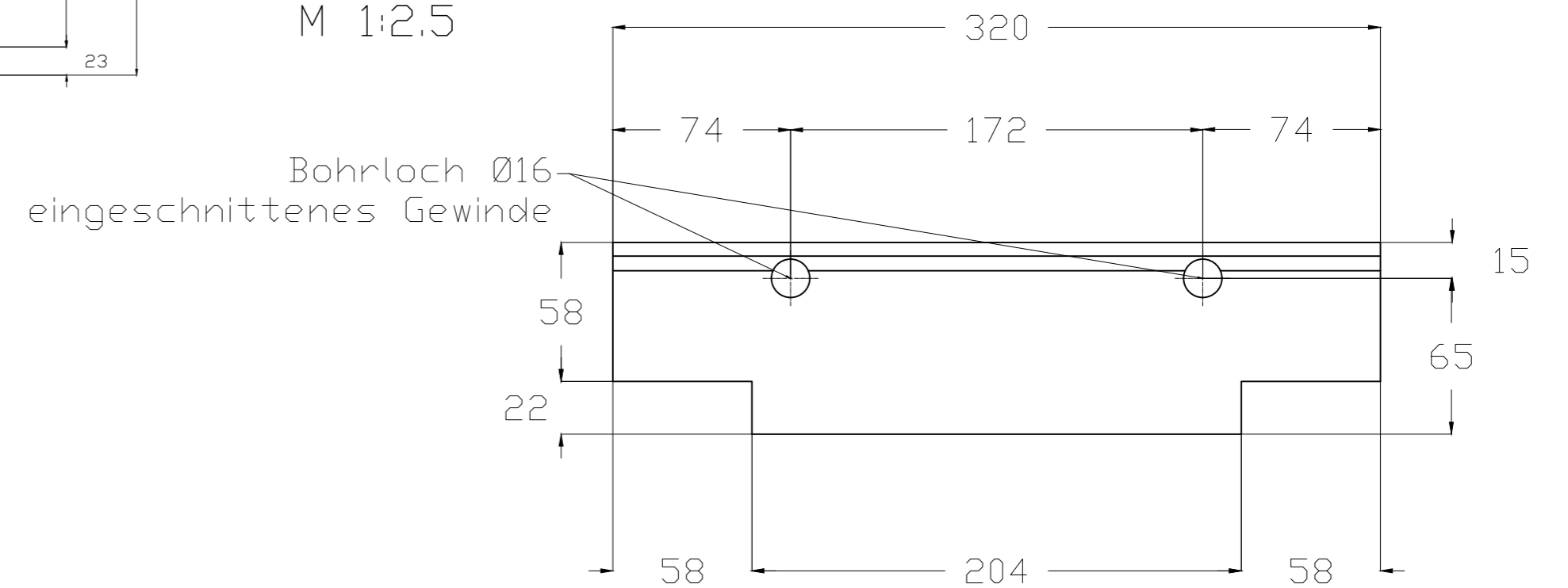
Ansicht
Stirnseite

M 1:2.5



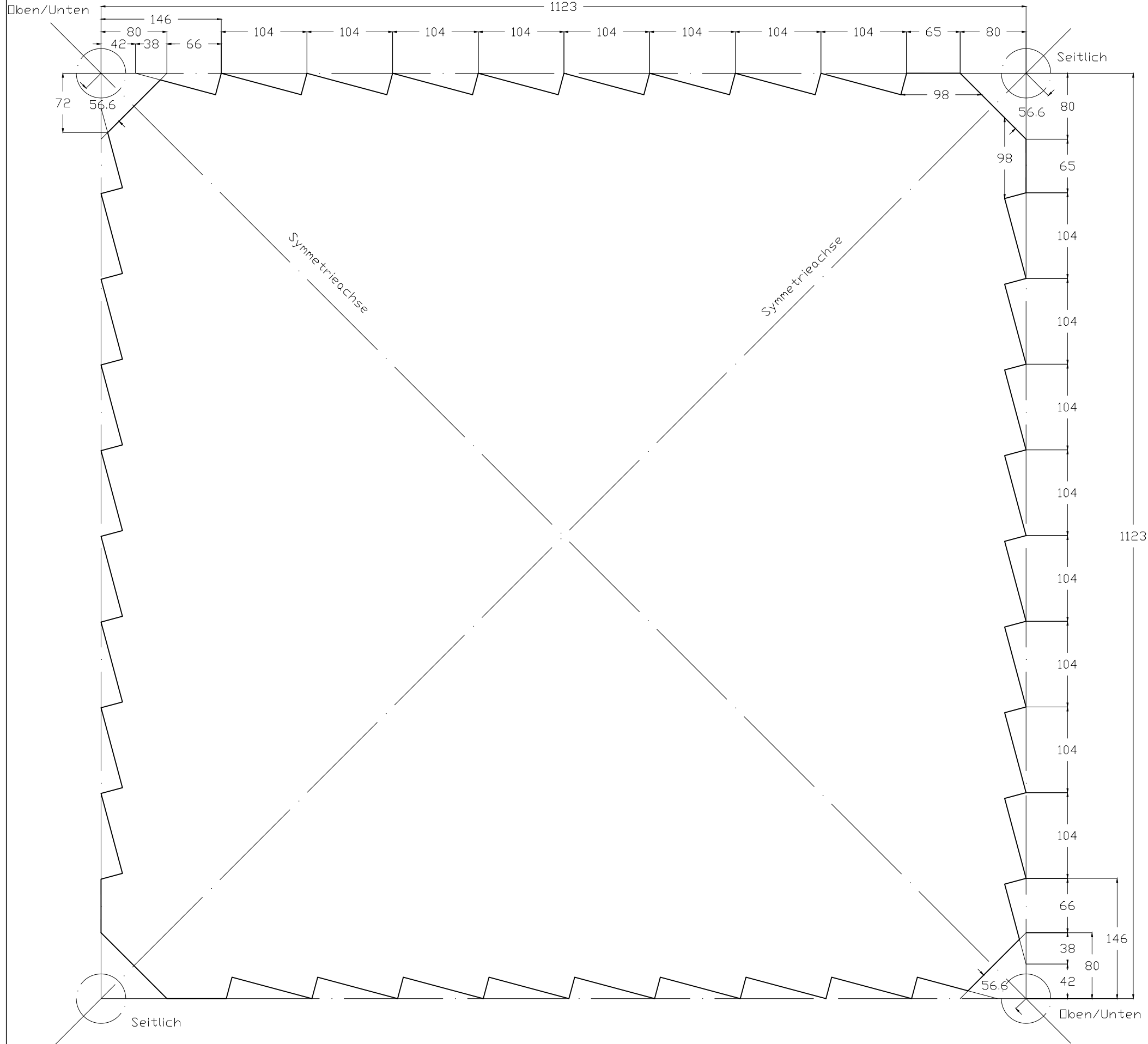
Einpassung des
Randstempels

M 1:2.5

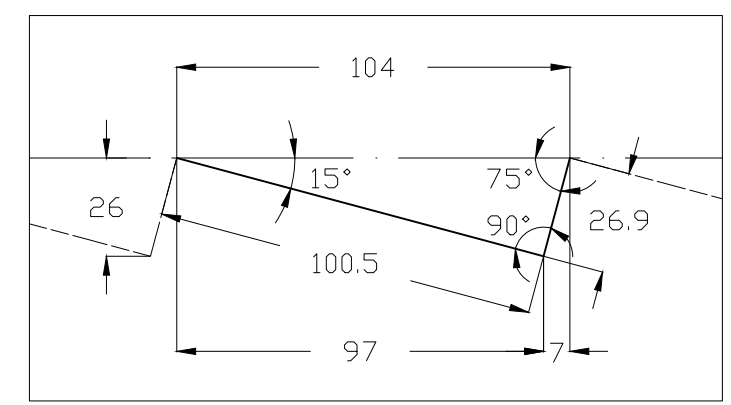


2	26.03.2024	Ergänzung Maßkette	Fricke
Index	Datum	Änderung	gez.
Maßstab: wie angegeben		Material: S355J2	Plannummer: 3.2 /3
Rahmenschenkel schmal			Projekt: Optimierung einer Prüfvorrichtung für Scheibenschubversuche von Brettspertholz
Technische Universität München TUM School of Engineering and Design Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion			
			gez.: Fricke, 01.03.2024

Ansicht - M 1:5



Regeldetail Kerbe M 1:2



Dieser Plan beinhaltet die Abbundgeometrie der Prüfkörper für die mit Kervenstempeln optimierte Picture-Frame Prüfvorrichtung des Lehrstuhls für Holzbau und Baukonstruktion der Technischen Universität München.

Maximaldicke der Prüfkörper:
 $t_{PK,max} = 218 \text{ mm}$

Alle Abmessungen in Millimeter

Index	Datum	Änderung	gez.
Maßstab: wie angegeben		Material:	Plannummer:
Abkundplan		Projekt: Optimierung einer Prüfvorrichtung für Scheibenschubversuche von Brettsperholz	
Ansichten		Technische Universität München TUM School of Engineering and Design Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion	
			
		gez.: Fricke, 27.03.2024	

Anhang D: Skript und Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Referenzmodell

```
-----  
$  
$  
$          TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN  
$          LEHRSTUHL FÜR HOLZBAU UND BAUKONSTRUKTION  
$  
$          MODIFIZIERUNG EINER PRÜFVORRICHTUNG FÜR  
$          SCHEIBENSCHUBVERSUCHE VON BRETTSPERRHOLZ  
$  
$          FELIX FRICKE * 03762818  
$  
-----  
$  
$          MODELL:      REFERENZPRÜFKÖRPER  
$          LIN.ELASTISCHES, ISOTROPES MATERIAL  
$          SCHEIBENDICKE: t = 1 mm  
$          PRÜFKÖRPERBREITE: a = 1120 mm  
$  
$          DATUM:      22.04.2024  
$  
-----  
+PROG AQUA URS:2  
KOPF NORM, MATERIALIEN, QUERSCHNITTE  
STEU OPT REST 0  
  
$DIN ALS AUSGANSNORM  
NORM DIN EN199X-200X  
  
! * ! PARAMETER  
$-----GEOMETRIE-----  
  $Prüfkörper  
  
    $Scheibendicke  
    sto#t 1 $mm  
  
    $Prüfkörperbreite  
    sto#a 1.12 $m  
  
    $Abmessungen xy  
    sto#Hges #a*sqr(2)          $Gesamthöhe/-breite  
    sto#H      #Hges/2  
    sto#Bges  #Hges  
    sto#B      #H  
  
    $Randabstand Ecke  
    $sto#e 0.01          $m - e ist das Maß senkrecht zum Schnitt  
    $sto#f #e*sqr2      $m - f ist das ausgerichtete Maß (parallel  
zu den PK-Seiten) (im Dokument e')  
  
    sto#f 0.08
```

```
sto#e #f/sqr2

$eff. Restlänge
sto#aeff #a-2*#f

$Kerven

$Randabstand
sto#rand 0.139
sto#randxy #rand/sqr2

$Kervenlänge
sto#lv 0.104
sto#lvxy #lv/sqr2

$Kervenanzahl
sto#nk 9

$-----
!! MATERIAL
ECHO MAT VOLL

$SCHUBMODUL
LET#G 381 $N/mm2

MATE 1 E 2*#G G #G $linear-elastisches Material mit Poissonzahl = 0

ECHO VOLL JA
ENDE

+PROG SOFIMSHC URS:3

KOPF SYSTEM, MODELL
$GRUNDANGABEN
SYST 2D GDIV 1000 GDIR NEG Y
$MAXIMALE ELEMENTGRÖßE
STEU HMIN 0.1
$VERNETZUNG ALS FLÄCHENTRAGWERK
STEU MESH 2

$-----
!! STRUKTURPUNKTE

$GRUNDGEOMETRIE

spt nr      x      y
1      -#e      #e
2       #e      #e
3  #B-#e    #H-#e
4  #B-#e    #H+#e
```

```
5      #e  #Hges-#e
6      -#e  #Hges-#e
7  -#B+#e      #H+#e
8  -#B+#e      #H-#e
9      0      #e
10     0      #Hges-#e
```

\$LASTANGRIFFSPUNKTE (der Kerwen)

\$rechts unten

```
loop#i #nk
  spt nr 11+#i x #randxy+#lvxy*#i y #randxy+#lvxy*#i
endloop
```

\$rechts oben

```
loop#i #nk
  spt nr 21+#i x #randxy+#lvxy*#i y #Hges-#randxy-#lvxy*#i
endloop
```

\$links oben

```
loop#i #nk
  spt nr 31+#i x -#randxy-#lvxy*#i y #Hges-#randxy-#lvxy*#i
endloop
```

\$links unten

```
loop#i #nk
  spt nr 41+#i x -#randxy-#lvxy*#i y #randxy+#lvxy*#i
endloop
```

\$-----

!! STRUKTURLINIEN

let#i 1

```
loop 7
  sln nr #i npa #i npe #i+1
  let#i #i+1
endloop
```

```
sln nr 8 npa 8 npe 1
```

\$-----

!! AUFLAGER

```
spt -9 fix PP
```

```
spt -10 fix PX
```

\$-----

!! DEFINITION DER FLÄCHE

```
sar nr 1 t #t mnr 1
```

```
sarb typ nl
```

```
aus 1
= 2
= 3
= 4
= 5
= 6
= 7
= 8
```

```
ECHO VOLL JA
ENDE
```

```
$-----
```

```
+PROG SOFILOAD URS:1
KOPF DEFINITION DER LAST
```

```
$EINZELLAST AUF PRÜFKÖRPER
sto#Fy 10 $kN
```

```
$SCHUBBELASTUNG
sto#nxy #Fy/(sqr2*#aeff) $kN/m - Gleichmäßiger Schubfluss über die eff.
Restlänge
```

```
$KERVENLASTEN
sto#Fk #Fy/(2*#nk) $kN - Einzellasten auf die Kerwen
```

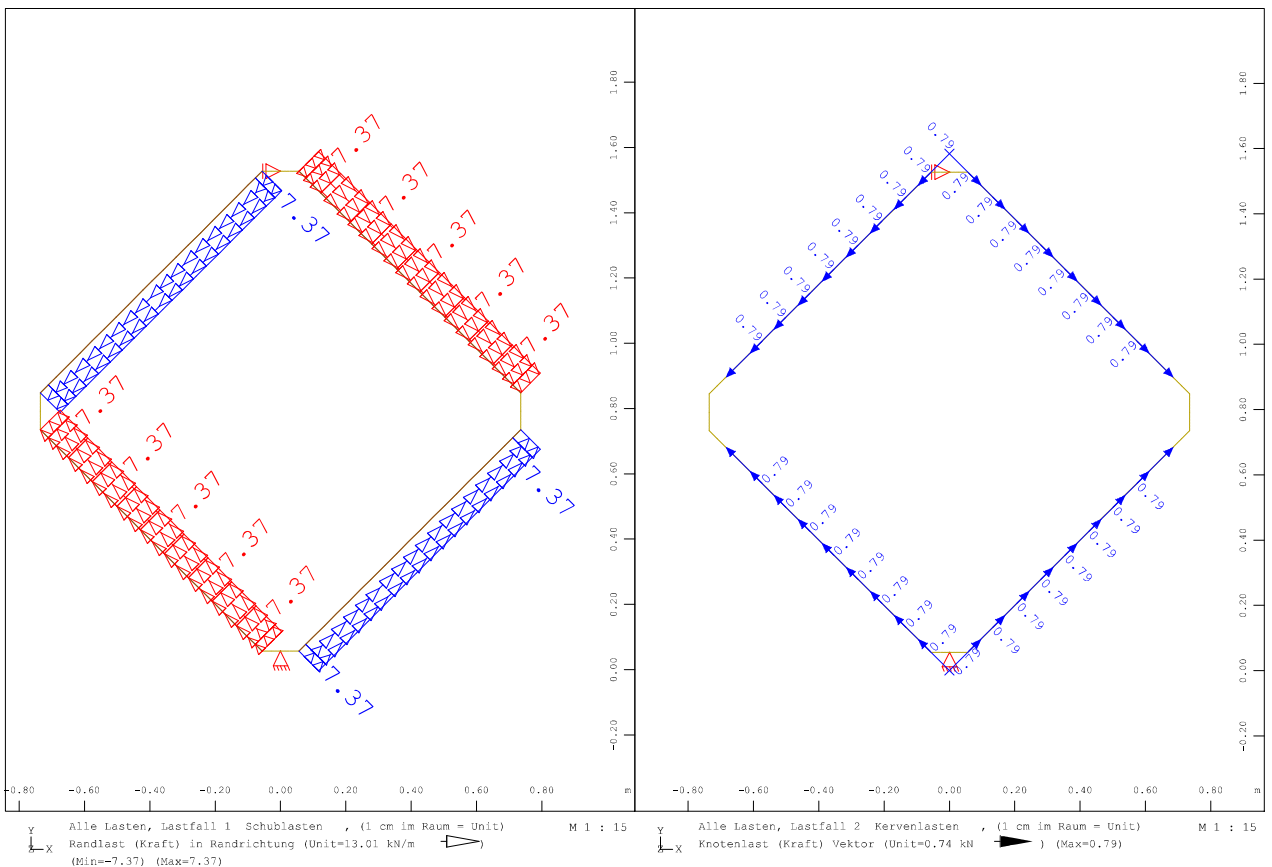
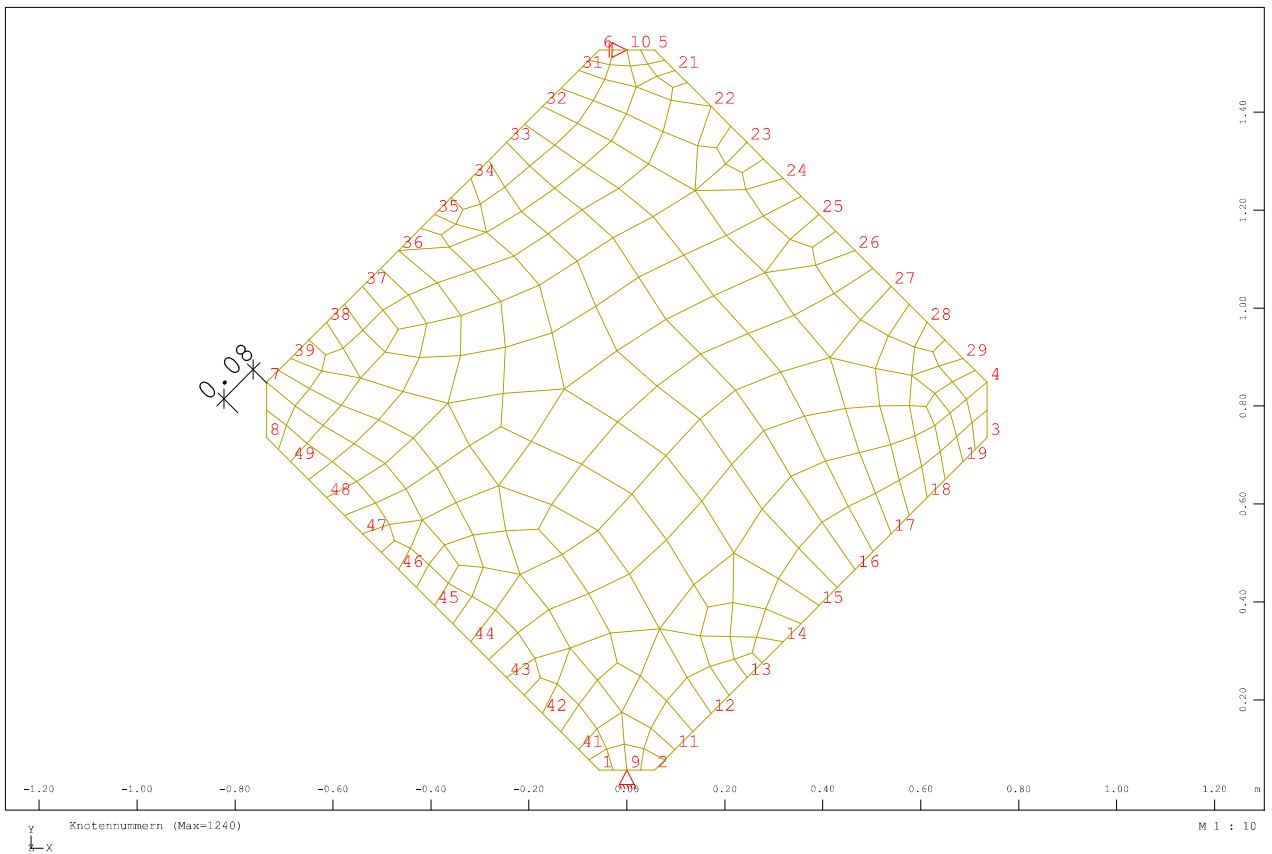
```
LF 01 bez 'Schubbelastung'
line ref sln nr 2 typ px p1 #nxy
line ref sln nr 4 typ px p1 -#nxy
line ref sln nr 6 typ px p1 #nxy
line ref sln nr 8 typ px p1 -#nxy
```

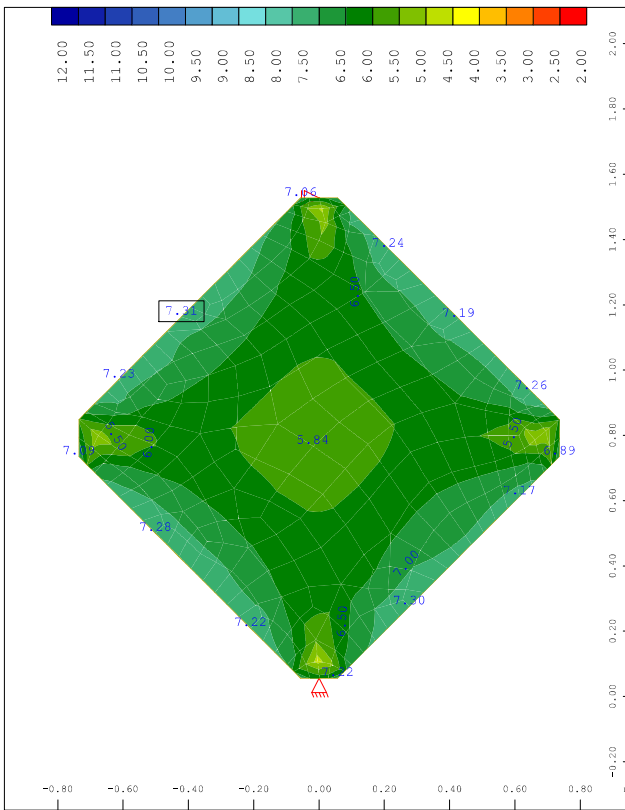
```
LF 02 bez 'Kerwenbelastung'
$rechts unten
loop#i #nk
knot 11+#i typ Pxx #Fk
knot 11+#i typ Pyy #Fk
endloop
$rechts oben
loop#i #nk
knot 21+#i typ Pxx #Fk
knot 21+#i typ Pyy -#Fk
endloop
$links oben
loop#i #nk
knot 31+#i typ Pxx -#Fk
knot 31+#i typ Pyy -#Fk
endloop
$links unten
loop#i #nk
knot 41+#i typ Pxx -#Fk
knot 41+#i typ Pyy #Fk
```

```
endloop
```

```
ECHO VOLL JA  
ENDE
```

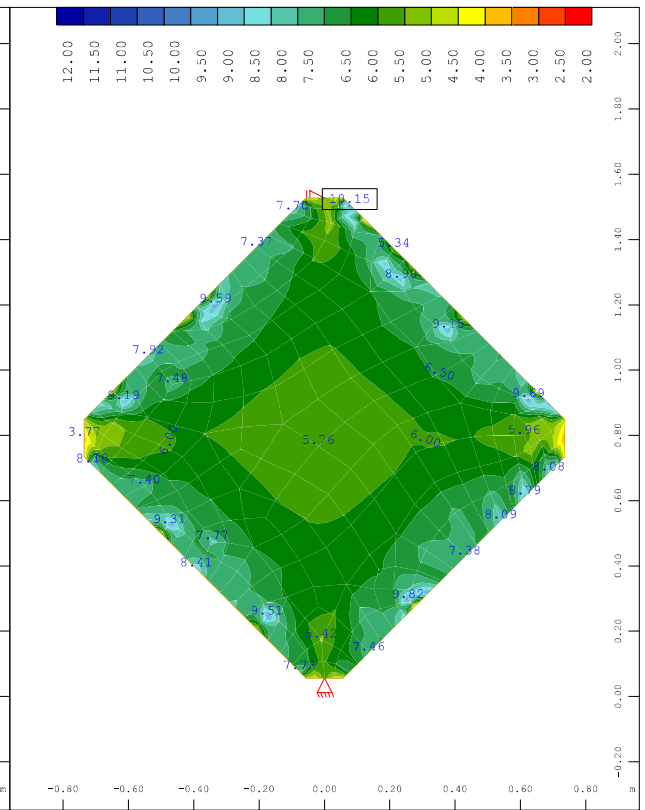
```
$-----  
+PROG ASE URS:4  
KOPF LINEAR ELASTISCHE BERECHNUNG  
lf nr 01 fakt 1.0 fakg 0.0 bez 'Schublasten'  
lf nr 02 fakt 1.0 fakg 0.0 bez 'Kerfenlasten'  
ENDE
```





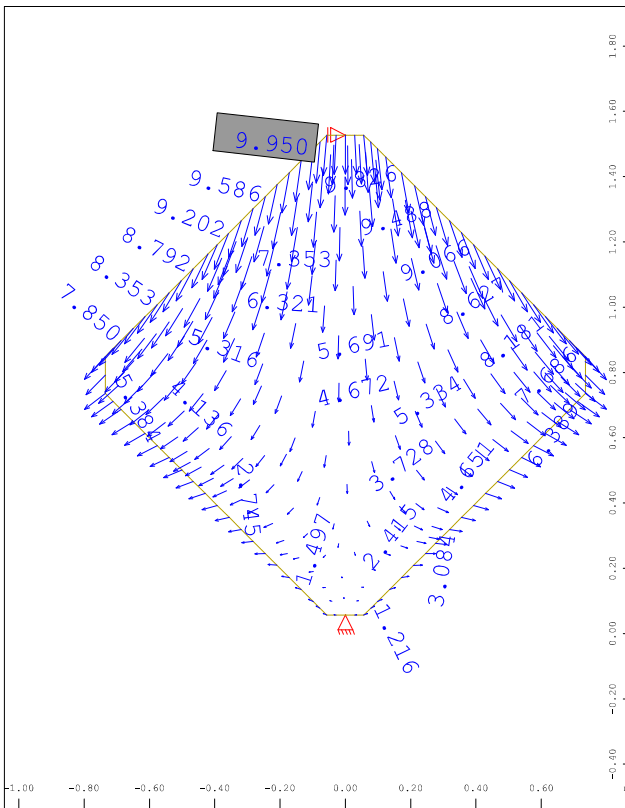
Hauptschubspannung max. τ -xy (maximale Scheibenschubspannung)
im Knoten, Lastfall 1 Schublasten , von 4.78 bis 7.31 Stufen
0.50 MPa

M 1 : 15



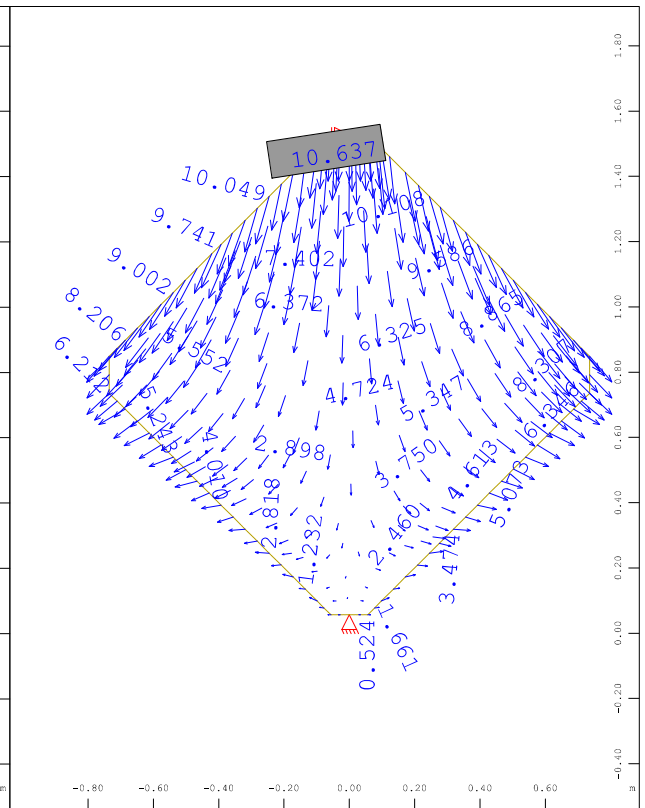
Hauptschubspannung max. τ -xy (maximale Scheibenschubspannung)
im Knoten, Lastfall 2 Kervenlasten , von 3.45 bis 10.15
Stufen 0.50 MPa

M 1 : 15



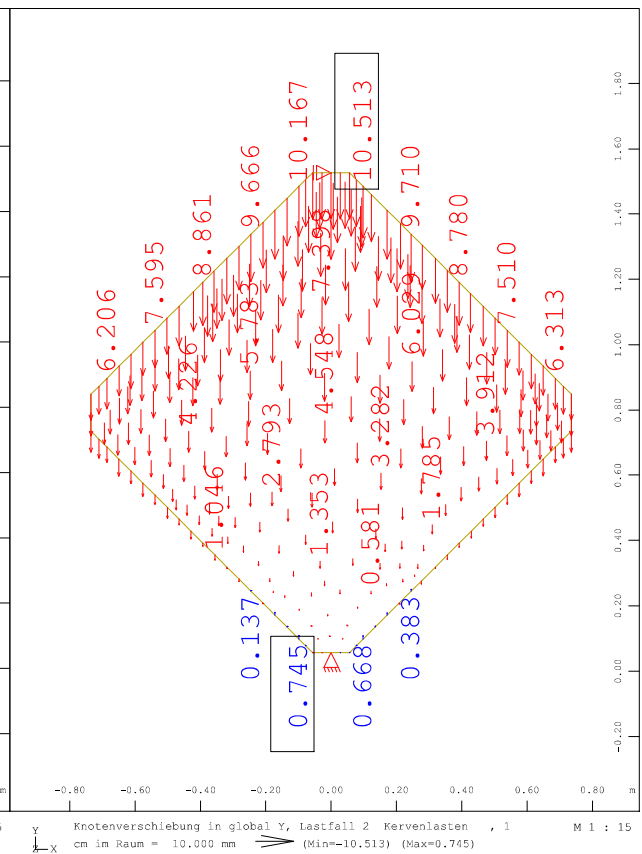
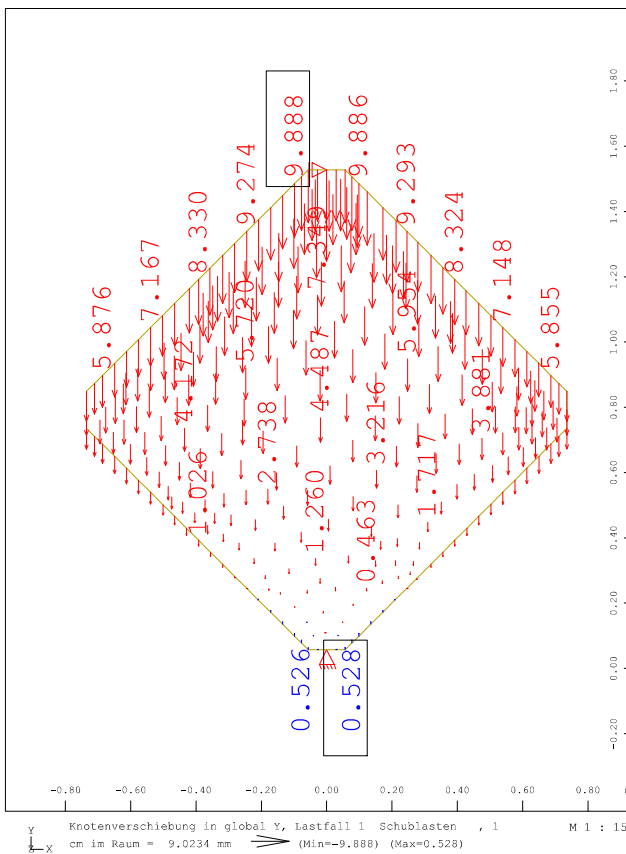
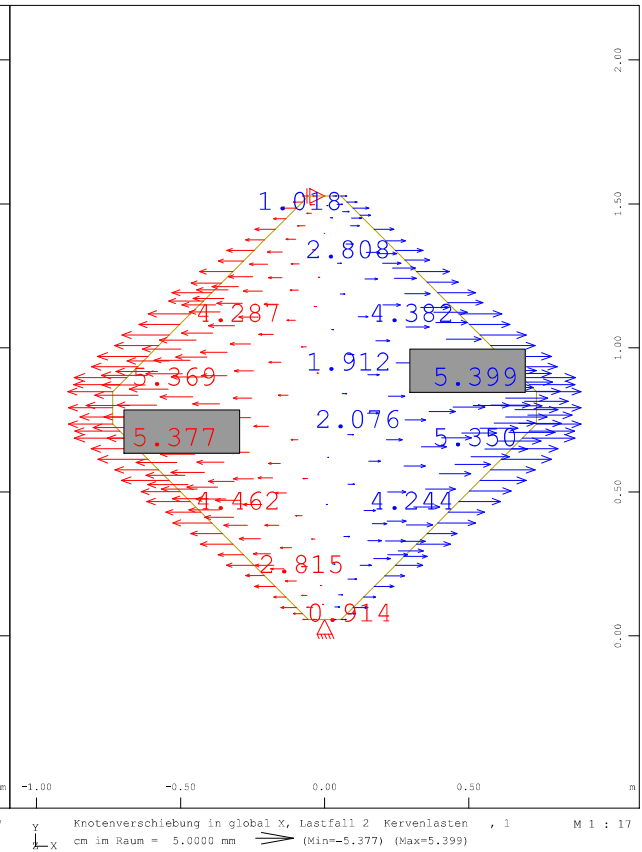
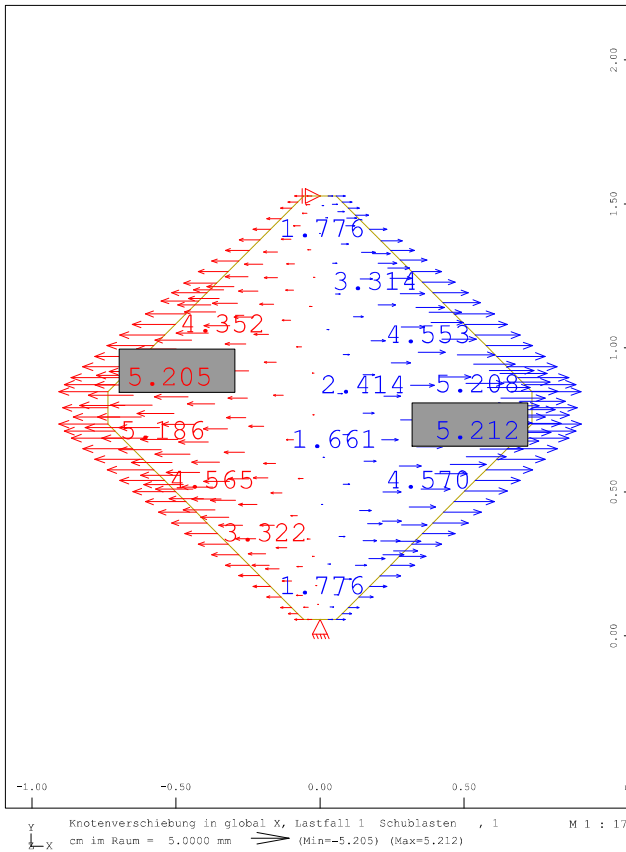
Knotenverschiebung Vektor, Lastfall 1 Schublasten , 1 cm im
Raum = 11.797 mm (Max=9.950)

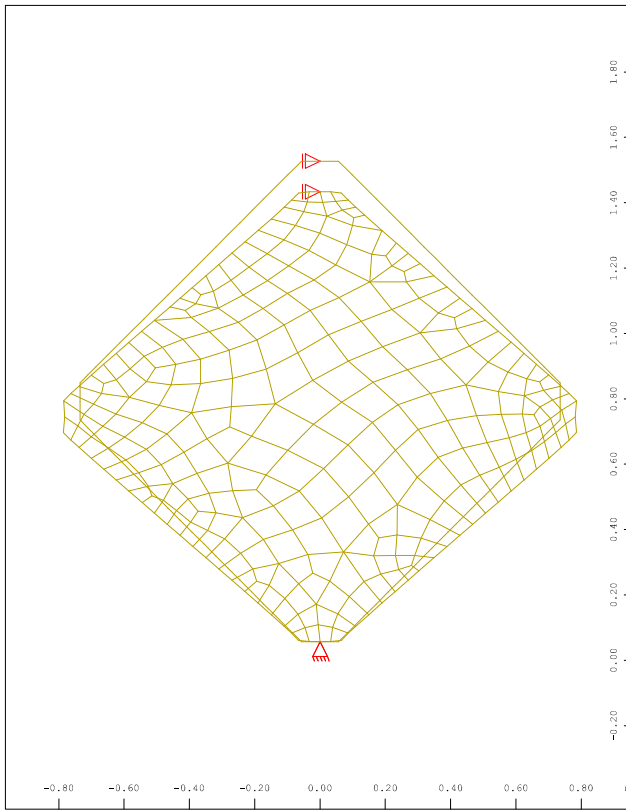
M 1 : 15



Knotenverschiebung Vektor, Lastfall 2 Kervenlasten , 1 cm im
Raum = 10.000 mm (Max=10.637)

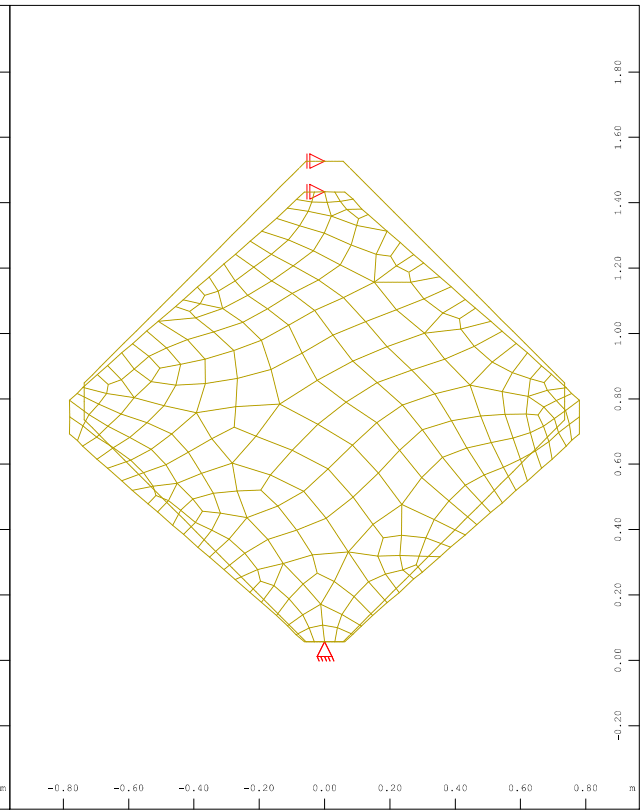
M 1 : 15





$\begin{matrix} y \\ | \\ x \end{matrix}$
 Verschobene Struktur aus LF 1 Schublasten in 10.000-facher
 Überhöhung
 Kontur

M 1 : 15



$\begin{matrix} y \\ | \\ x \end{matrix}$
 Verschobene Struktur aus LF 2 Kervenlasten in 10.000-facher
 Überhöhung
 Kontur

M 1 : 15

Anhang E: Skript und Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Stabmodell

```
-----  
$  
$  
$          TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN  
$          LEHRSTUHL FÜR HOLZBAU UND BAUKONSTRUKTION  
$  
$          MODIFIZIERUNG EINER PRÜFVORRICHTUNG FÜR  
$          SCHEIBENSCHUBVERSUCHE VON BRETTSPERRHOLZ  
$  
$          FELIX FRICKE * 03762818  
$  
-----  
$  
$          MODELL:      STABWERKSMODELL  
$                      ORTHOGONAL VERNAGELTES BSP (MHM-WANDELEMENT)  
$                      5 LAGEN (0°/90°/0°/90°/0°)  
$  
$          DATUM:      22.04.2024  
$  
-----  
+PROG AQUA URS:1  
KOPF NORM, MATERIAL UND QUERSCHNITT  
  
$DIN ALS AUSGANGSNORM  
NORM DIN EN199X-200X  
  
!*! PARAMETER  
$-----GEOMETRIE-----  
  
$Prüfkörper  
  
$Anzahl Lagen n_L      (ungerade Zahl)  
sto#n_L 5  
  
sto#n_L1 #n_L/2+0.5    $Anz. Bretter in Haupttragrichtung  
sto#n_L2 #n_L/2-0.5    $Anz. Bretter in Nebentragrichtung  
  
$Nummer Mittellage  
sto#n_ML (#n_L-1)/2+1  
  
$Bretter  
  
$Brettbreite b_B  
sto#b_B 0.14[m]  
  
$Brettdicke t_B  
sto#t_B 0.023[m]  
  
$Bretteranzahl nebeneinander  
sto#n_B 8              $ Gesamtbreite a = 8*140 mm = 1120 mm
```

```
$effektive Breite
  sto#a (#n_B-1)*#b_B[-]

$Kerven

  $Randabstand
  sto#rand 0.139

  $Kervenlänge
  sto#lv 0.104

  $Kervenanzahl
  sto#nk 9

$-----FEDERSTEIFIGKEITEN-----

  $Verbindung mit Alunägeln

  $Kser pro Nagel
  sto#kser 300

  $Verbindungsmittel pro Kreuzung n_VM
  sto#n_VM 2

  $Querfedersteifigkeit Brettkreuzung
  sto#cq #kser*#n_VM[-]

  $Drehfedersteifigkeit Brettkreuzung
  sto#cphi #n_VM*#kser*2*((#b_B/2)-0.03)^2[-]

  $Senkfedersteifigkeit (starr)
  sto#cs 10e6[-]

$-----
!! MATERIAL
  ECHO MAT VOLL
  HOLZ NR 1 ART C GKLA 16

$-----
!! QUERSCHNITT

  QB NR 1 H #t_B B #b_B MNR 1

$-----

ENDE

+PROG SOFIMSHC URS:2
KOPF SYSTEMEINGABE
  $GRUNDANGABEN
  SYST 3D GDIV 1000000 GDIR NEG
```

```

$MAXIMNALE ELEMENTGRÖSSE
  STEU HMIN 0.1
$VERNETZUNG ALS STABWERK
  STEU MESH 1

!! STRUKTURPUNKTE
$-----STRUCTURAL POINTS BRETT-----

$Mittellage (von links unten nach rechts oben)

loop#k #n_L          $z
  LOOP#i #n_B        $x
    loop#j #n_B      $y
      spt nr 10000*(#k+1)+100*(#j+1)+#i+1  X #b_B/2+(#i*#b_B)  Y
#b_B/2+(#j*#b_B)  Z #t_B/2+#t_B*#k  nx -1 ny -1
    endloop
  ENDLOOP
endloop

$Lastangriffspunkte
$links
loop#k #n_L1          $z
  loop#i #nk
    spt nr 10000+(20000*#k)+1000+#i+1 x #b_B/2 y #rand+#lv*#i z
#t_B/2+2*#t_B*#k
  endloop
endloop

$rechts
loop#k #n_L1          $z
  loop#i #nk
    spt nr 10000+(20000*#k)+2000+#i+1 x #b_B/2+(#n_B-1)*#b_B y
#n_B*#b_B-#rand-#lv*#i z #t_B/2+2*#t_B*#k
  endloop
endloop

$unten
loop#k #n_L2          $z
  loop#i #nk
    spt nr 20000+(20000*#k)+1000+#i+1 x #rand+#lv*#i y #b_B/2 z
1.5*#t_B+2*#t_B*#k
  endloop
endloop

$oben
loop#k #n_L2          $z
  loop#i #nk
    spt nr 20000+(20000*#k)+2000+#i+1 x #n_B*#b_B-#rand-#lv*#i y
#b_B/2+(#n_B-1)*#b_B z 1.5*#t_B+2*#t_B*#k
  endloop
endloop

```

```

$-----STRUCTURAL LINES BRETTTER-----
loop#k #n_L
  if MOD((#k+1)/2)>0  $Alle Ebenen mit ungeraden Nummern
    LOOP#i #n_B
      sln nr 100*(#k+1)+#i+1 npa 10000*(#k+1)+100+#i+1 npe
10000*(#k+1)+100*(#n_B)+#i+1  qnr 1 grp 1+#k fix lmx
      endloop
    else
      LOOP#j #n_B
      sln nr 100*(#k+1)+#j+1 npa 10000*(#k+1)+100*(#j+1)+1 npe
10000*(#k+1)+100*(#j+1)+#n_B qnr 1 grp 1+#k drot 90 fix lmx
      endloop
    endif
endloop

!! AUFLAGER
$-----AUFLAGERBEDINUNGEN-----
loop#k #n_L
  spt nr -(10000*(#k+1)+101) fix PP
  spt NR -(10000*(#k+1)+101*#n_B) fix LPXPY
endloop

!! KOPPLUNG DER EBENEN
$-----KOPPLUNG DER EBENEN-----
loop#k #n_L-1
  loop#i #n_B
    loop#j #n_B
      spt -(10000*(#k+1)+100*(#j+1)+#i+1)
      spts NR 10000*(#k+1)+100*(#j+1)+#i+1 REF
10000*(#k+2)+100*(#j+1)+#i+1 CP #cs CQ #cq CM #cphi GRP 100*(#k+1)
      endloop
    endloop
  endloop

ENDE

$-----
+PROG SOFILOAD URS:3
KOPF DEFINITION DER LAST
$EINZELLAST AUF PRÜFKÖRPER
Let#Fy 10 $kN

$SCHUBBELASTUNG
LET#nxy #Fy/(sqr2*#a) $kN/m - Gleichmäßiger Schubfluss auf den
Scheibenrändern

LET#nxy_1 #nxy/(#n_L1)
    
```

```

LET#nxy_2 #nxy/(#n_L2)

$KERVENLASTEN
Let#Fk #Fy/(sqr2*#nk)      $kN    -  Einzellasten auf die Kerven

LET#Fk_1 #Fk/#n_L1
LET#Fk_2 #Fk/#n_L2

$-----
LF 1 Bez 'Schubbelastung'
$Seiten
loop#k #n_L1
    STAB SLN 100+200*#k+1 TYP px #nxy_1
    STAB SLN 100+200*#k+#n_B TYP px -#nxy_1
endloop

$Oben/Unten
loop#k #n_L2
    STAB SLN 200+200*#k+1 TYP Px #nxy_2
    STAB SLN 200+200*#k+#n_B TYP px -#nxy_2
endloop

$-----
LF 2 Bez 'Kervenbelastung'
$Links
loop#k #n_L1
    loop#i #nk
        knot 10000+(20000*#k)+1000+#i+1 typ Pyy #Fk_1
    endloop
endloop

loop#k #n_L1                                     $An Überlagerung von
Raster- und Lastangriffspunkten werden die Lasten manuell aufgebracht
    knot 10000+(20000*#k)+301 typ Pyy #Fk_1
    knot 10000+(20000*#k)+601 typ Pyy #Fk_1
endloop

$rechts
loop#k #n_L1
    loop#i #nk
        knot 10000+(20000*#k)+2000+#i+1 typ Pyy -#Fk_1
    endloop
endloop

loop#k #n_L1
    knot 10000+(20000*#k)+308 typ Pyy -#Fk_1
    knot 10000+(20000*#k)+608 typ Pyy -#Fk_1
endloop

$unten
loop#k #n_L2
    loop#i #nk

```



```
        knot 20000+(20000*#k)+1000+#i+1 typ Pxx #Fk_2
    endloop
endloop

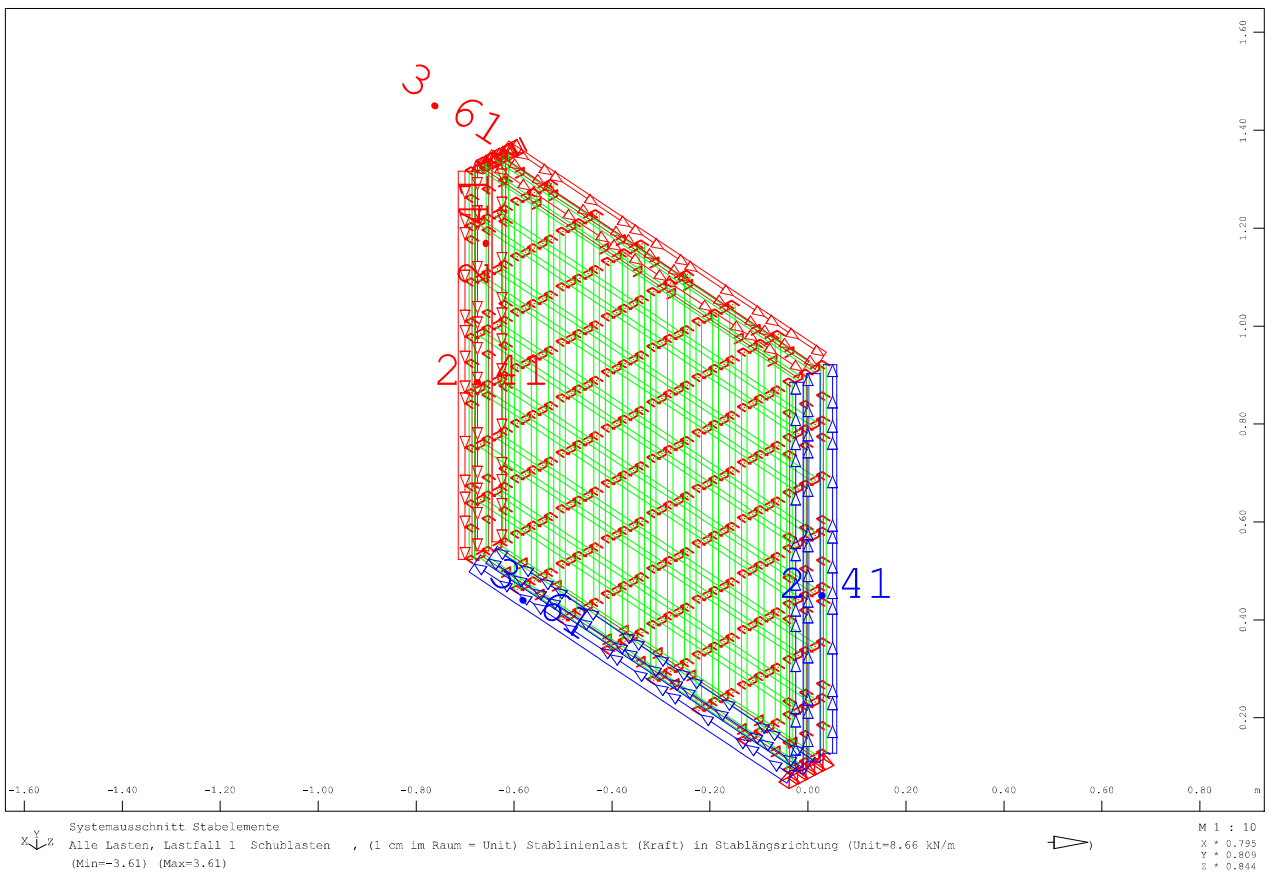
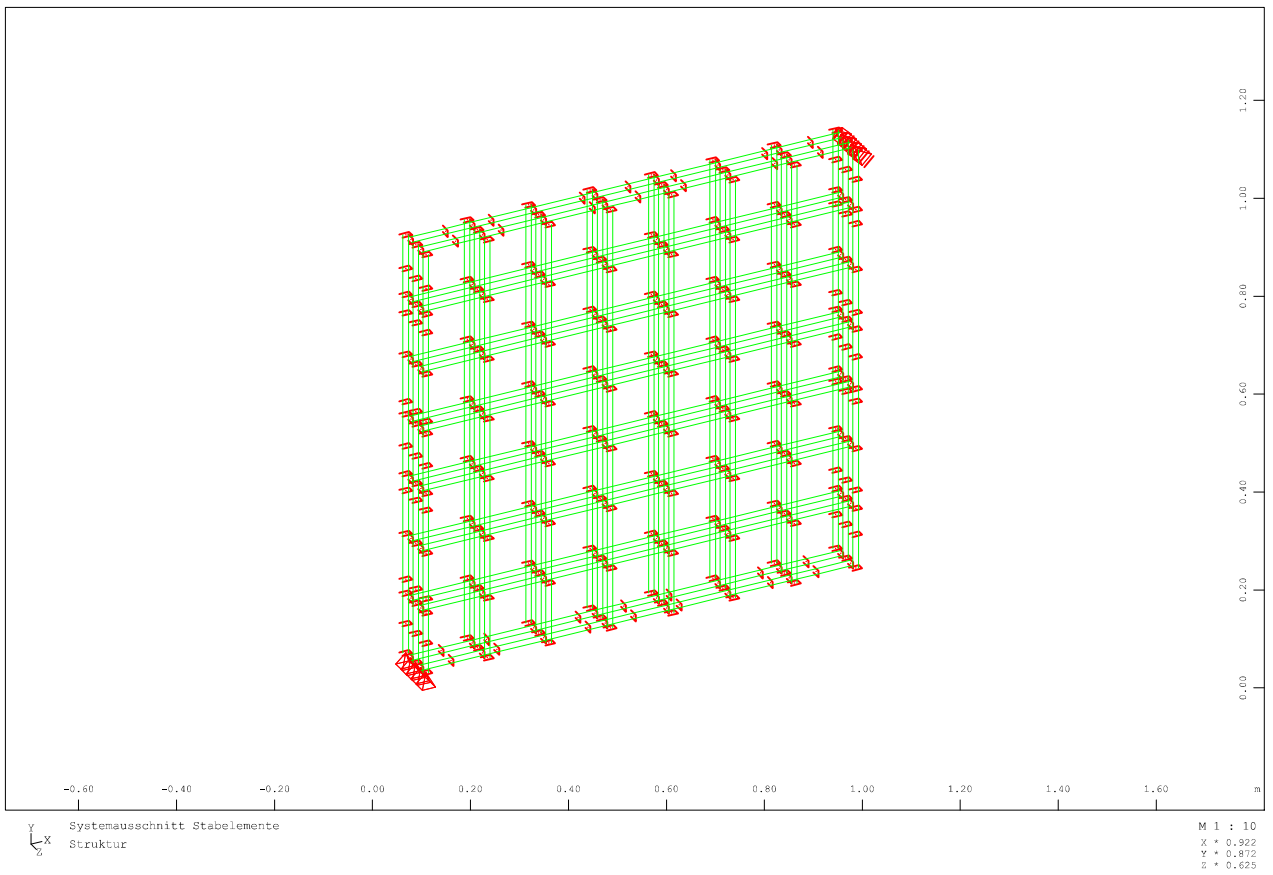
loop#k #n_L2
    knot 20000+(20000*#k)+103 typ Pxx #Fk_2
    knot 20000+(20000*#k)+106 typ Pxx #Fk_2
endloop

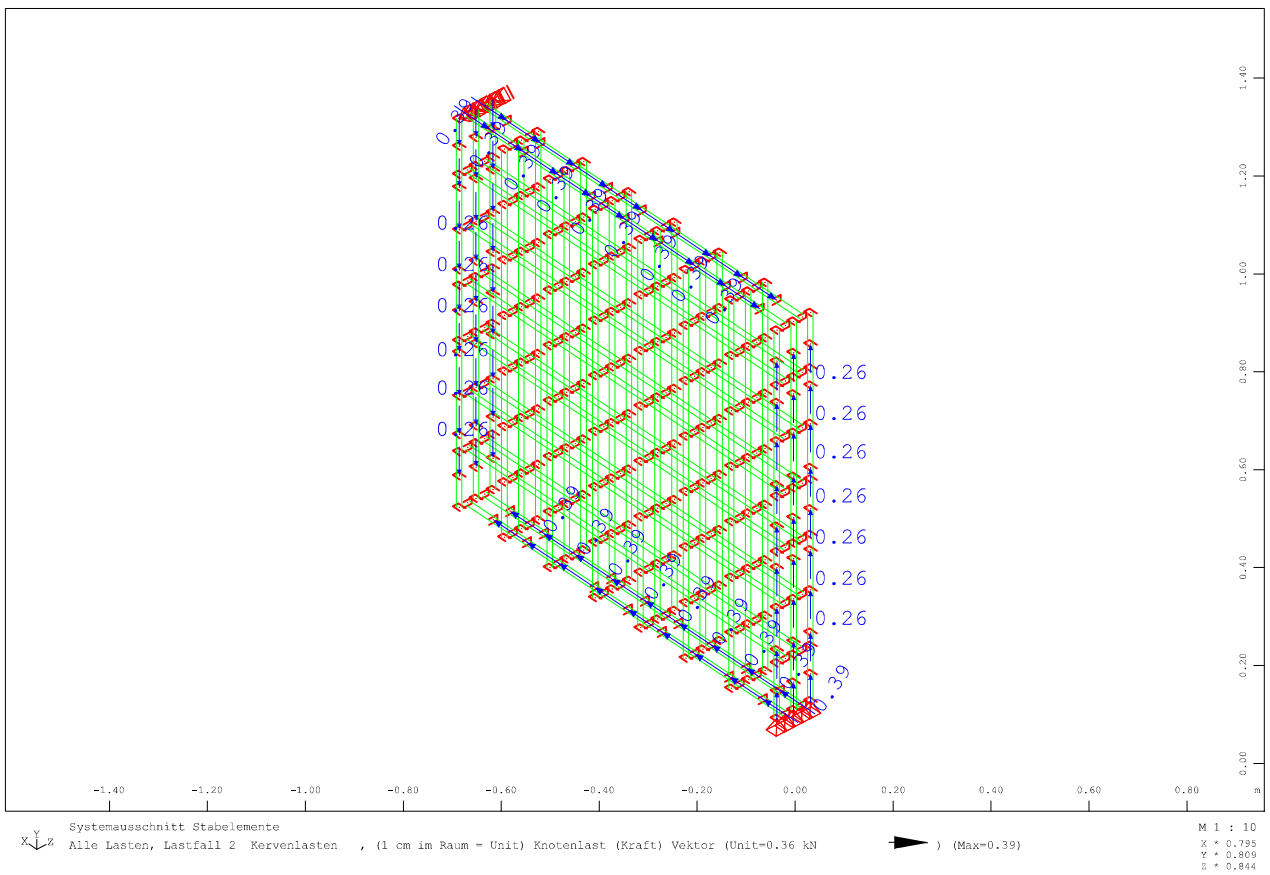
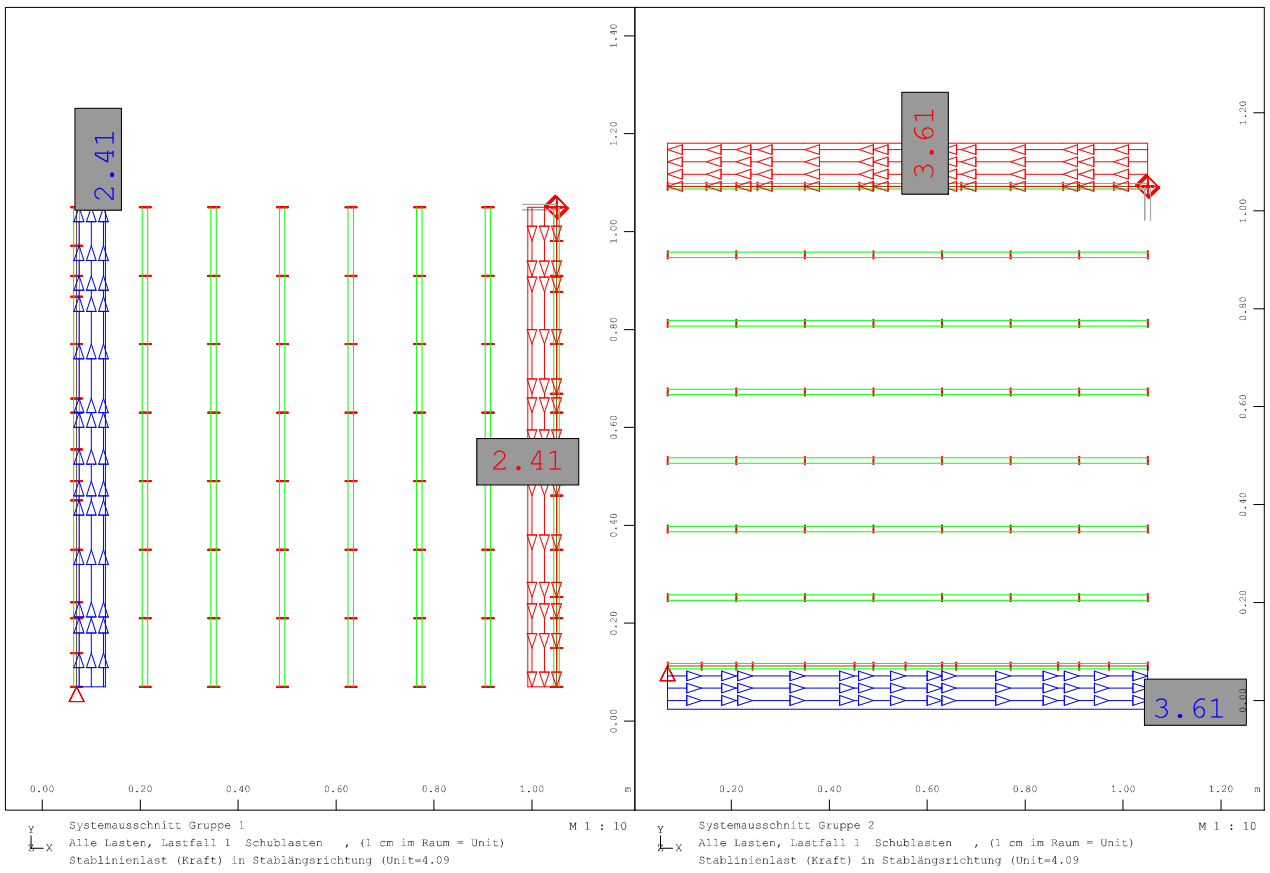
$oben
loop#k #n_L2
    loop#i #nk
        knot 20000+(20000*#k)+2000+#i+1 typ Pxx -#Fk_2
    endloop
endloop

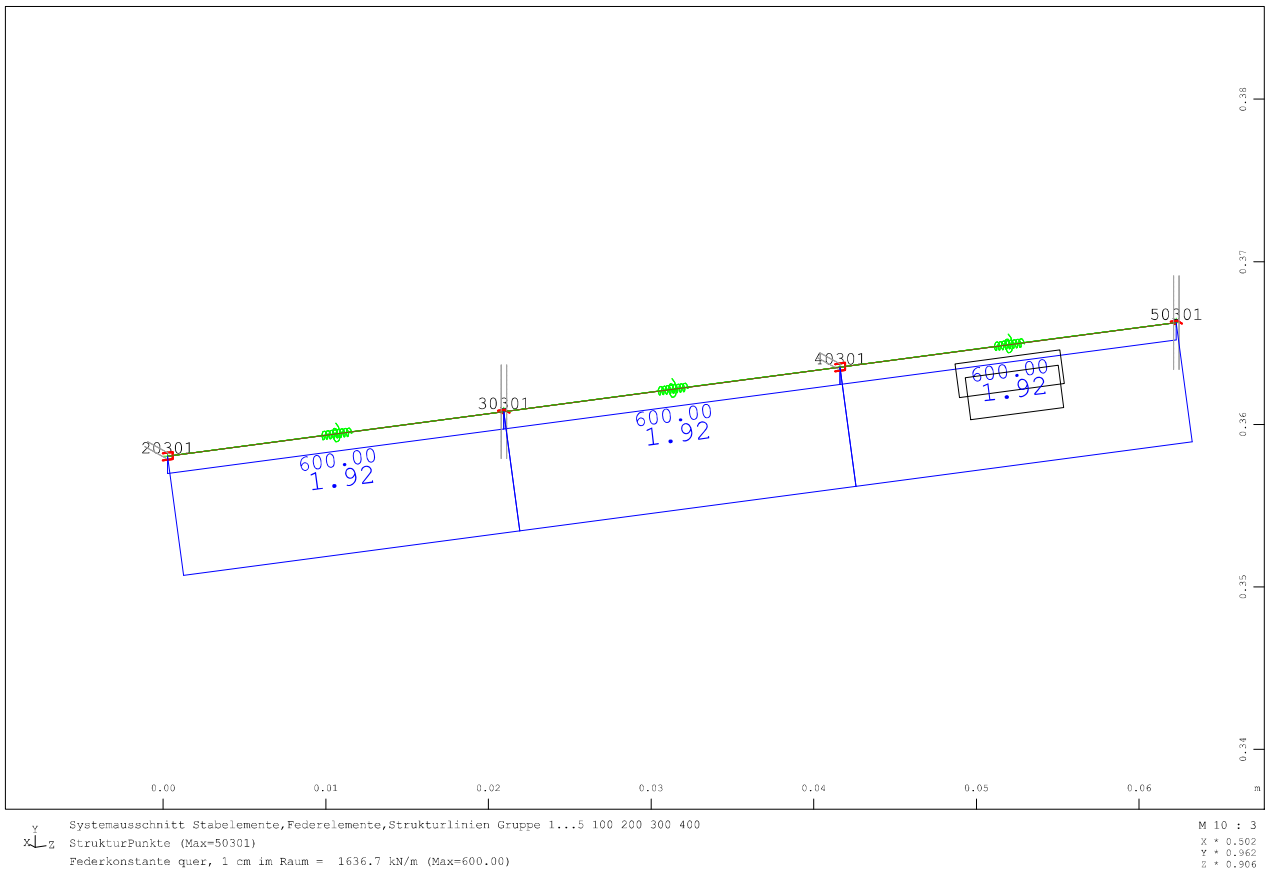
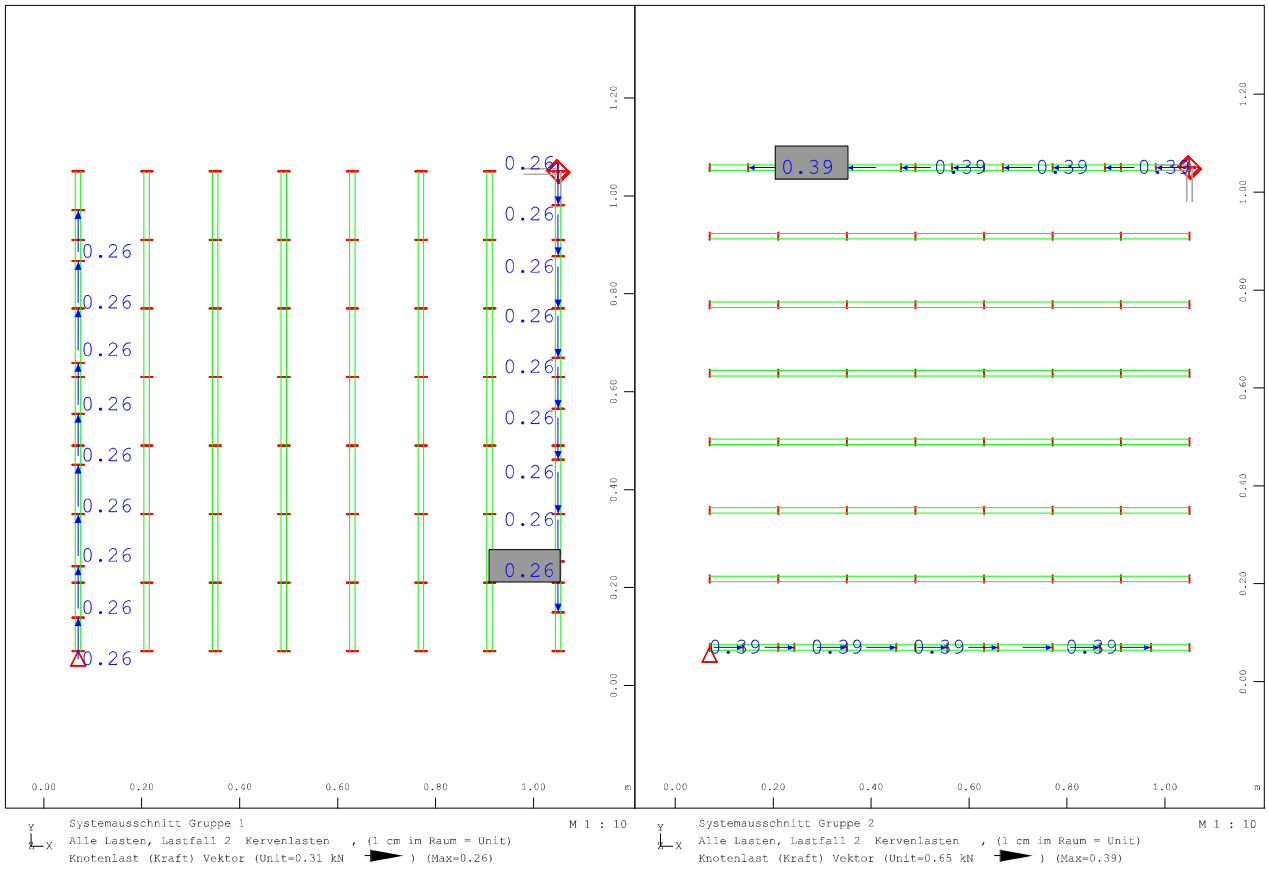
loop#k #n_L2
    knot 20000+(20000*#k)+803 typ Pxx -#Fk_2
    knot 20000+(20000*#k)+806 typ Pxx -#Fk_2
endloop

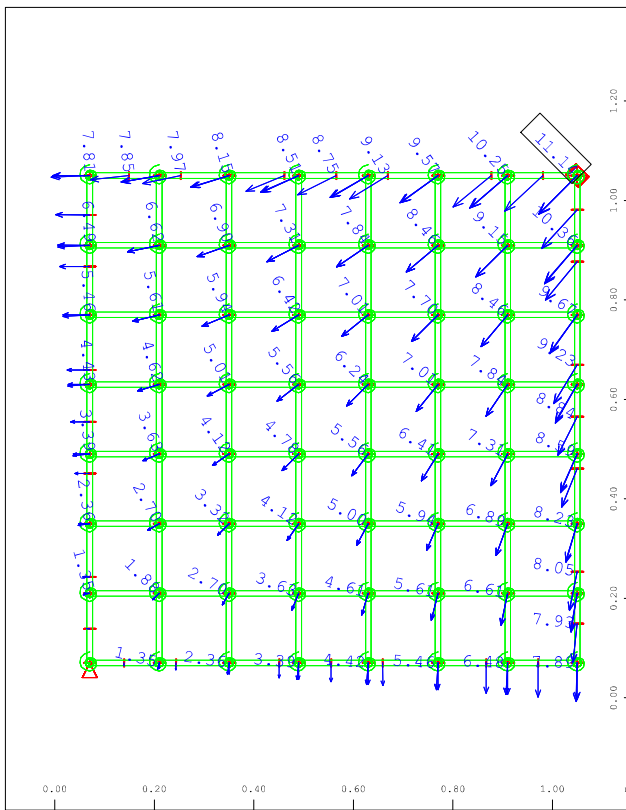
ECHO VOLL JA
ENDE

$-----
$ LINEAR ELASTISCHE BERECHNUNG
+PROG ASE URS:27
KOPF SCHNITTGRÖßENERMITTLUNG LINEAR-ELASTISCH
STEU WARN 43
lf nr 01 fakt 1.0 fakg 0.0 bez 'Schublasten'
lf nr 02 fakt 1.0 fakg 0.0 bez 'Kervenlasten'
ENDE
```

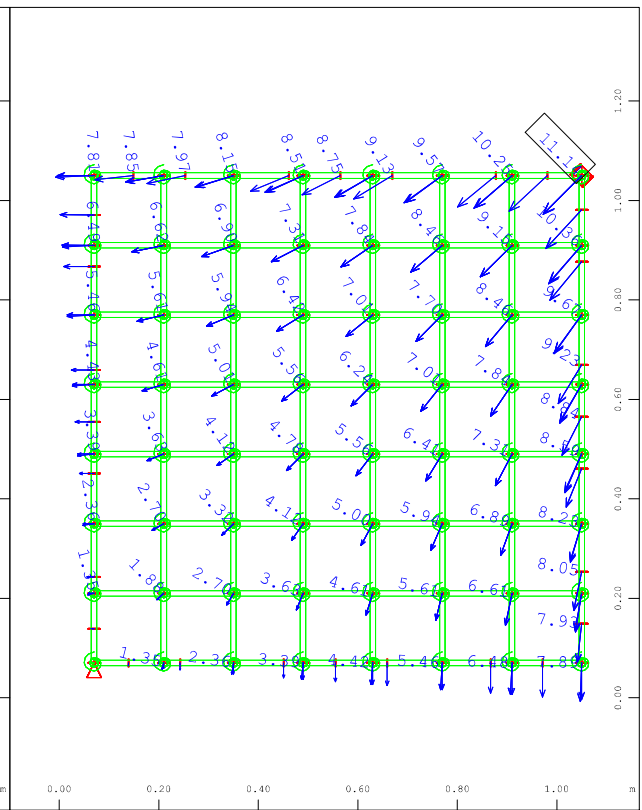




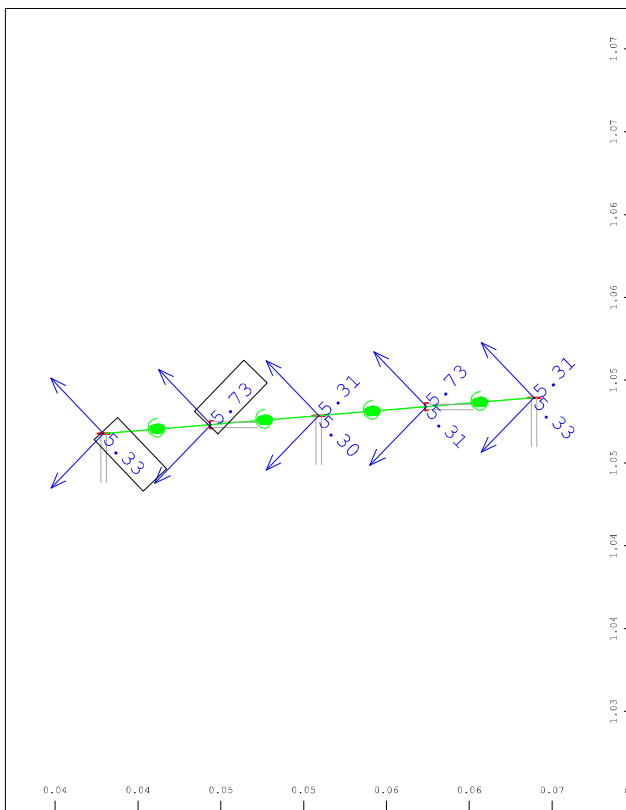




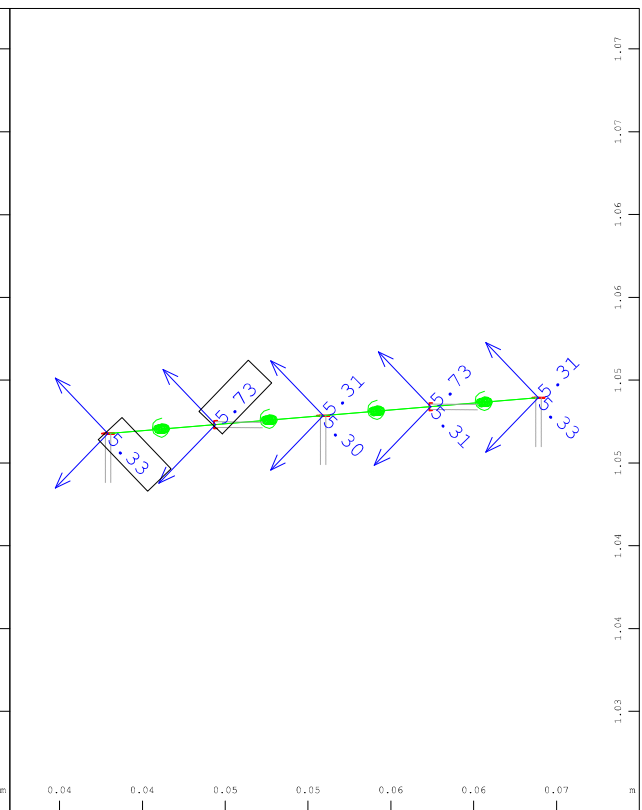
Knotenverschiebung Vektor, Lastfall 1 Schublasten, 1 cm M 1 : 9.84
 im Raum = 10.000 mm \Rightarrow (Max=11.14)



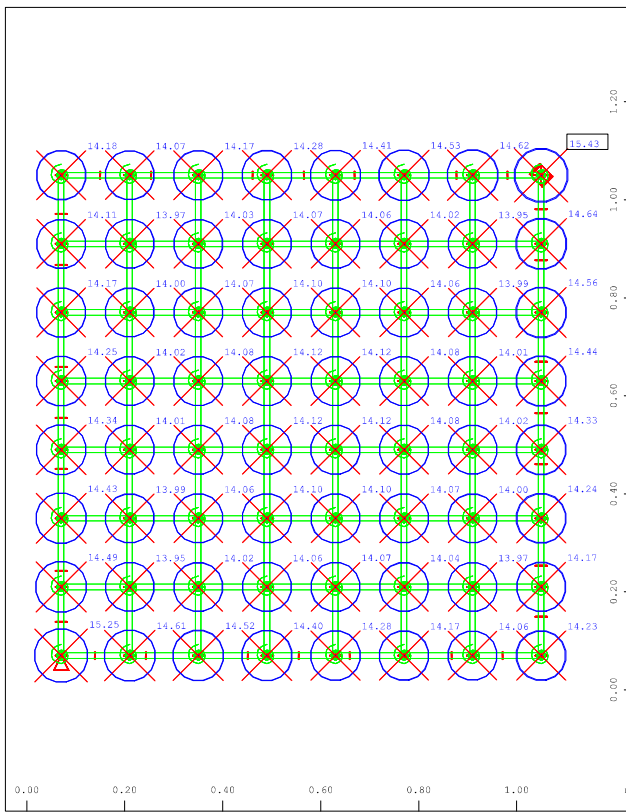
Knotenverschiebung Vektor, Lastfall 2 Kervnlasten, 1 cm M 1 : 9.84
 im Raum = 10.000 mm \Rightarrow (Max=11.14)



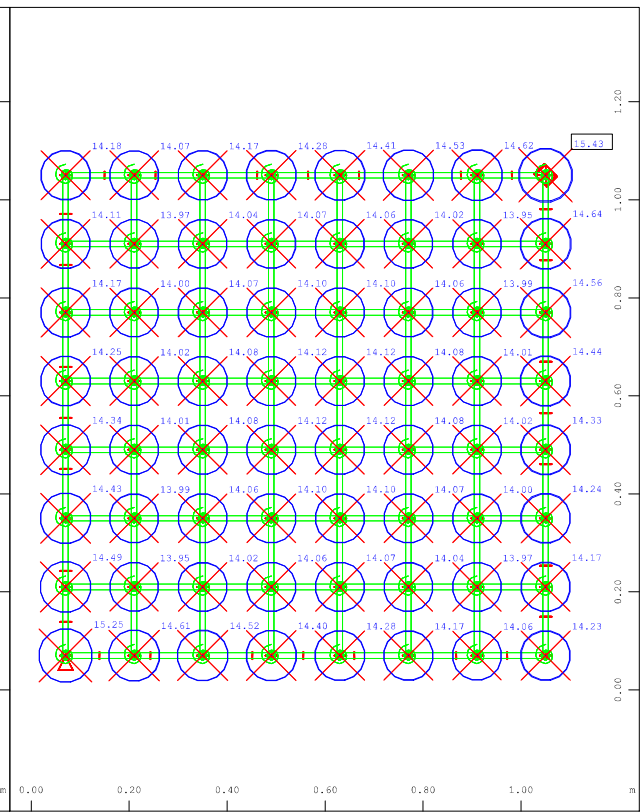
Systemausschnitt Stabelemente, Federelemente M 10 : 2.96
 Knotenverschiebung Komponenten in lokale Richtungen,
 Lastfall 1 Schublasten, 1 cm im Raum = 3.3594 mm
 \Rightarrow X : 0.959
 Y : 1.000
 Z : 0.283



Systemausschnitt Stabelemente, Federelemente M 10 : 2.96
 Knotenverschiebung Komponenten in lokale Richtungen,
 Lastfall 2 Kervnlasten, 1 cm im Raum = 3.3594 mm
 \Rightarrow X : 0.959
 Y : 1.000
 Z : 0.283



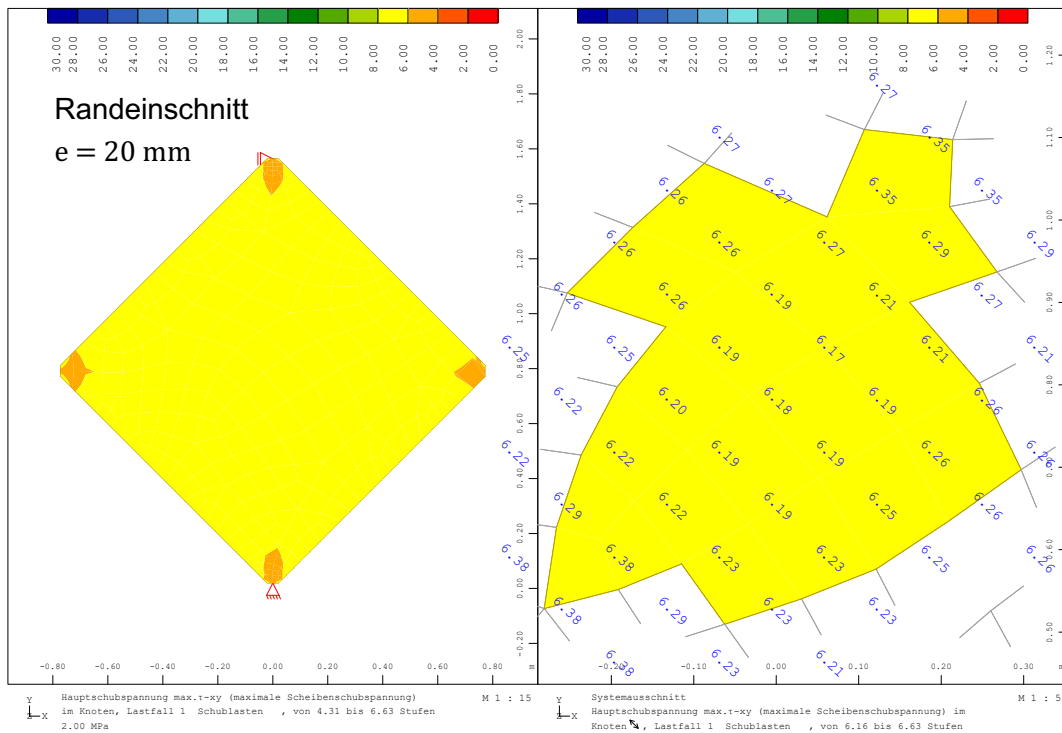
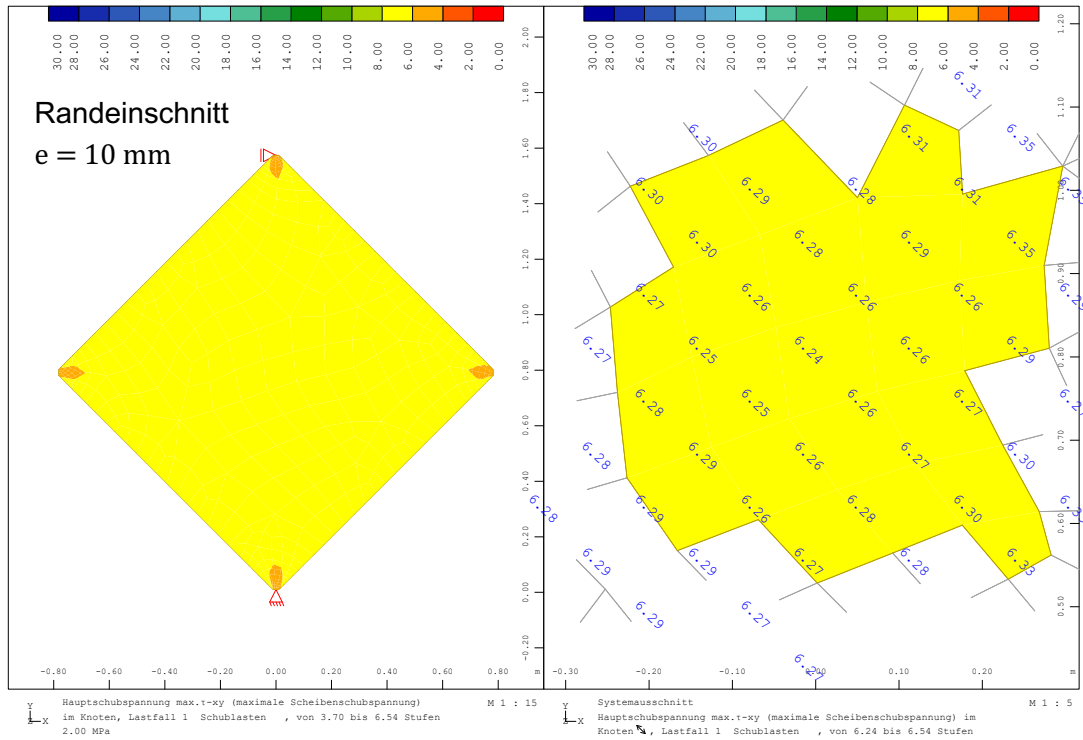
Federverdrehung, Lastfall 1 Schublasten , 1 cm im Raum = M 1 : 10
 10.000 mrad (Min=-15.43) (Max=15.43)

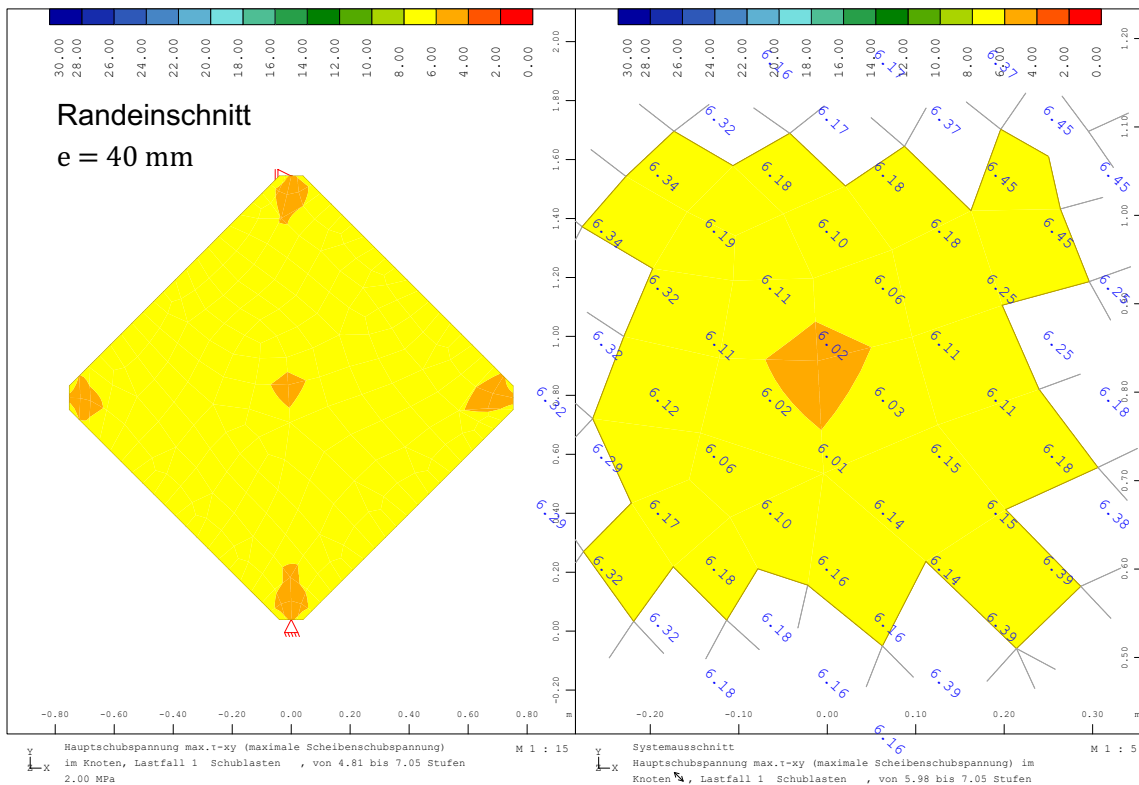
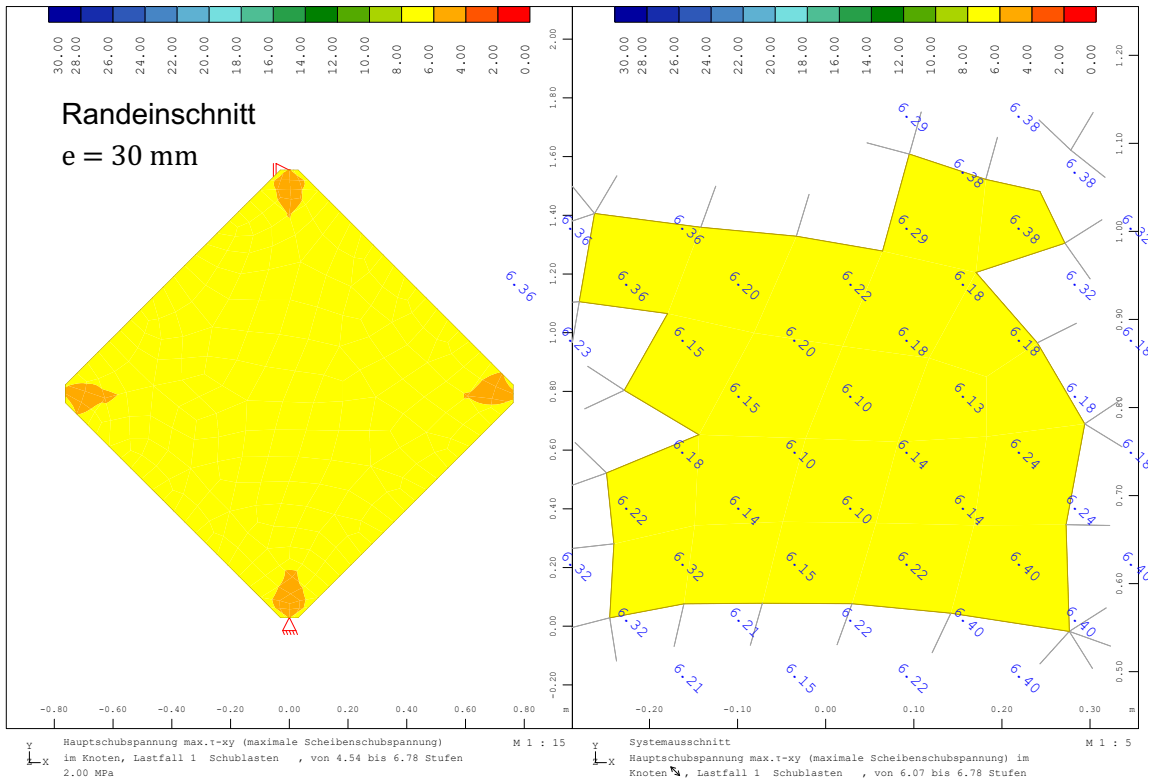


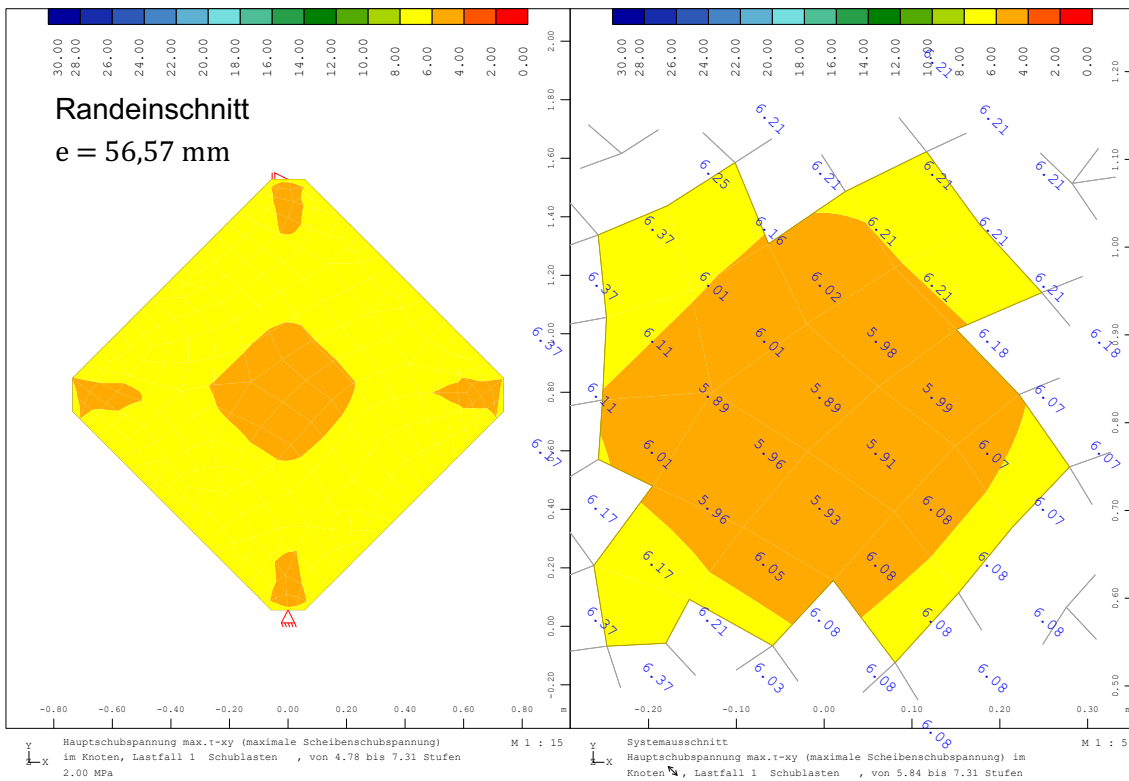
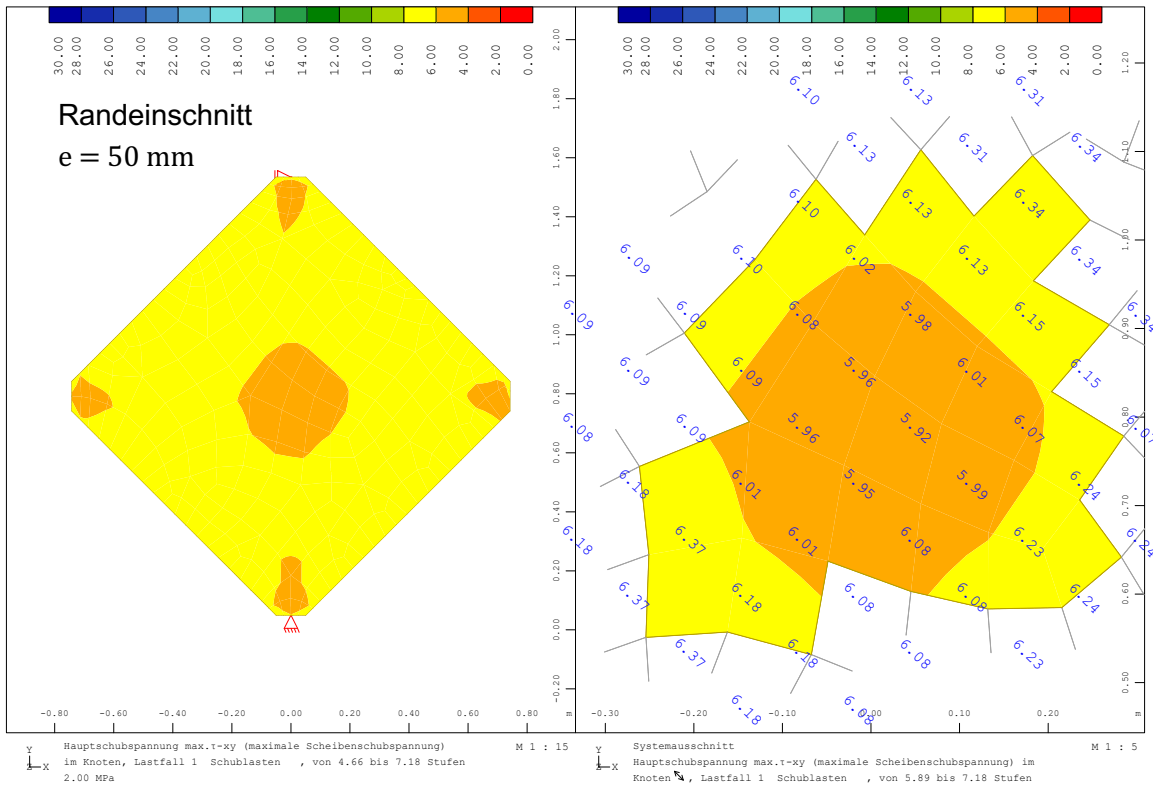
Federverdrehung, Lastfall 2 Kerbenlasten , 1 cm im Raum = M 1 : 10
 10.000 mrad (Min=-15.43) (Max=15.43)

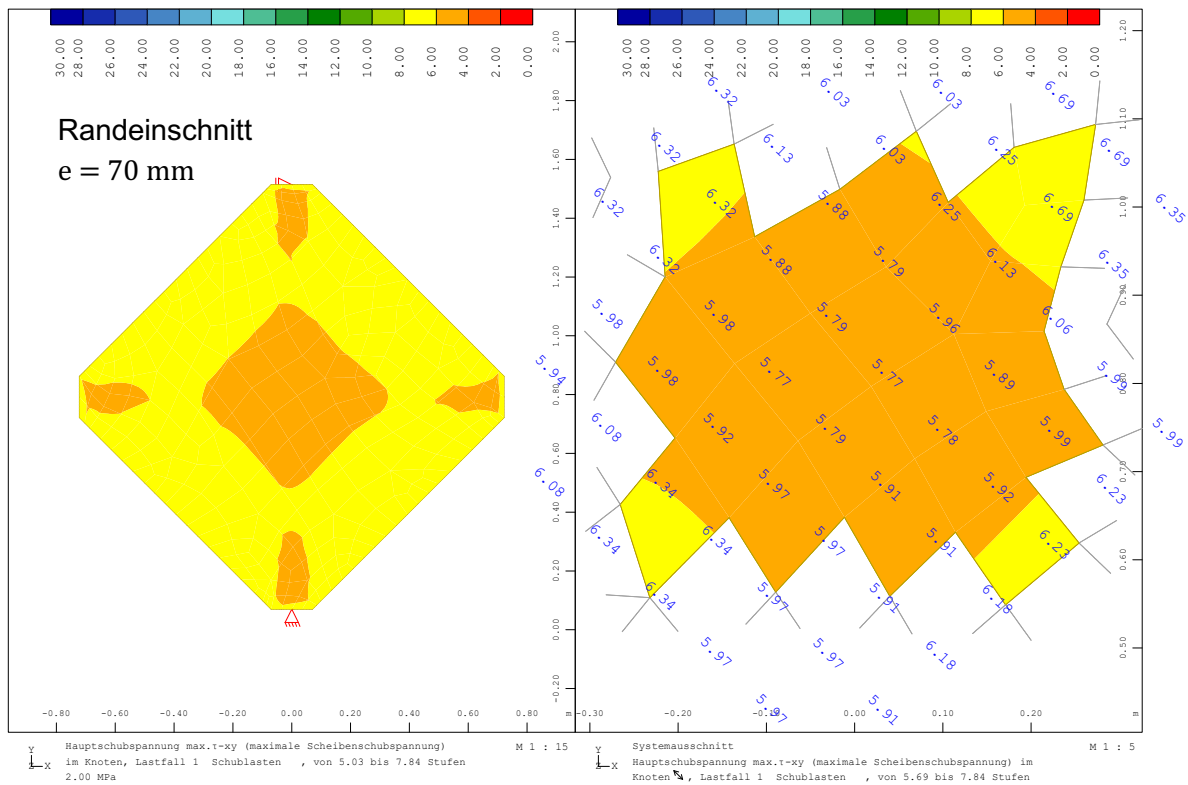
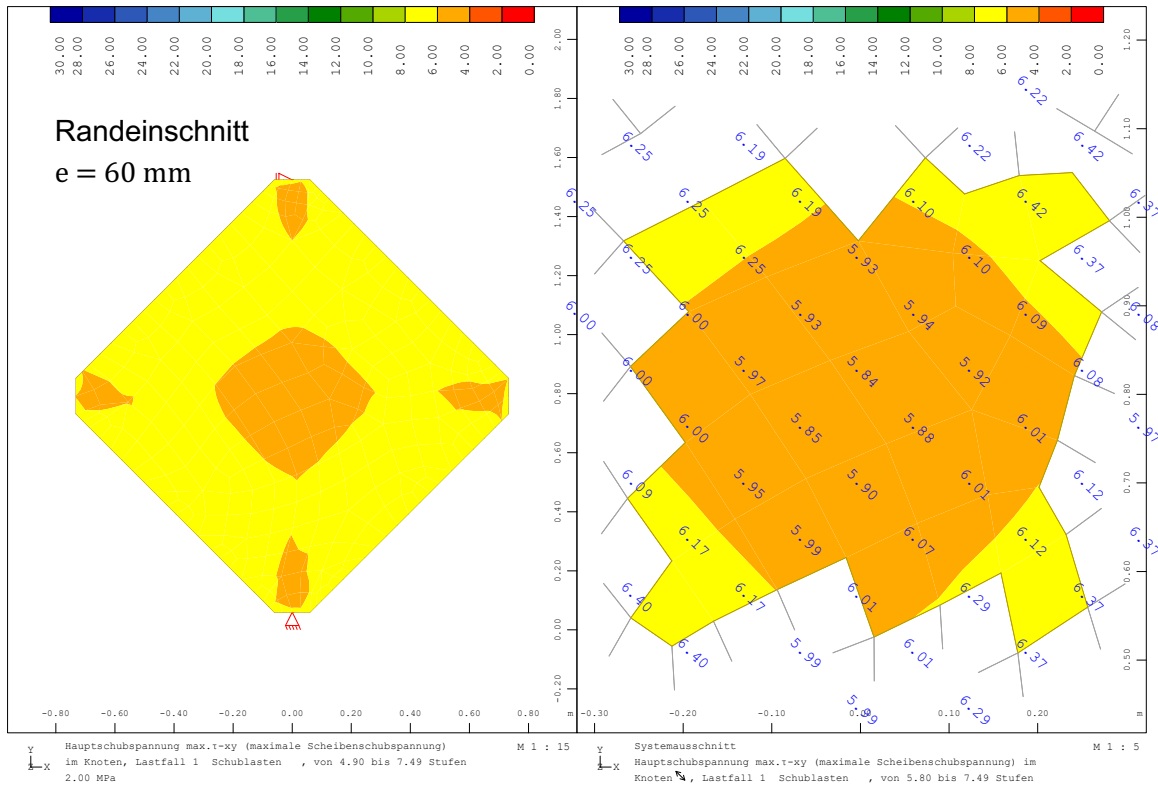
Anhang F: Ergebnisplots der numerischen Untersuchung Randeinfluss

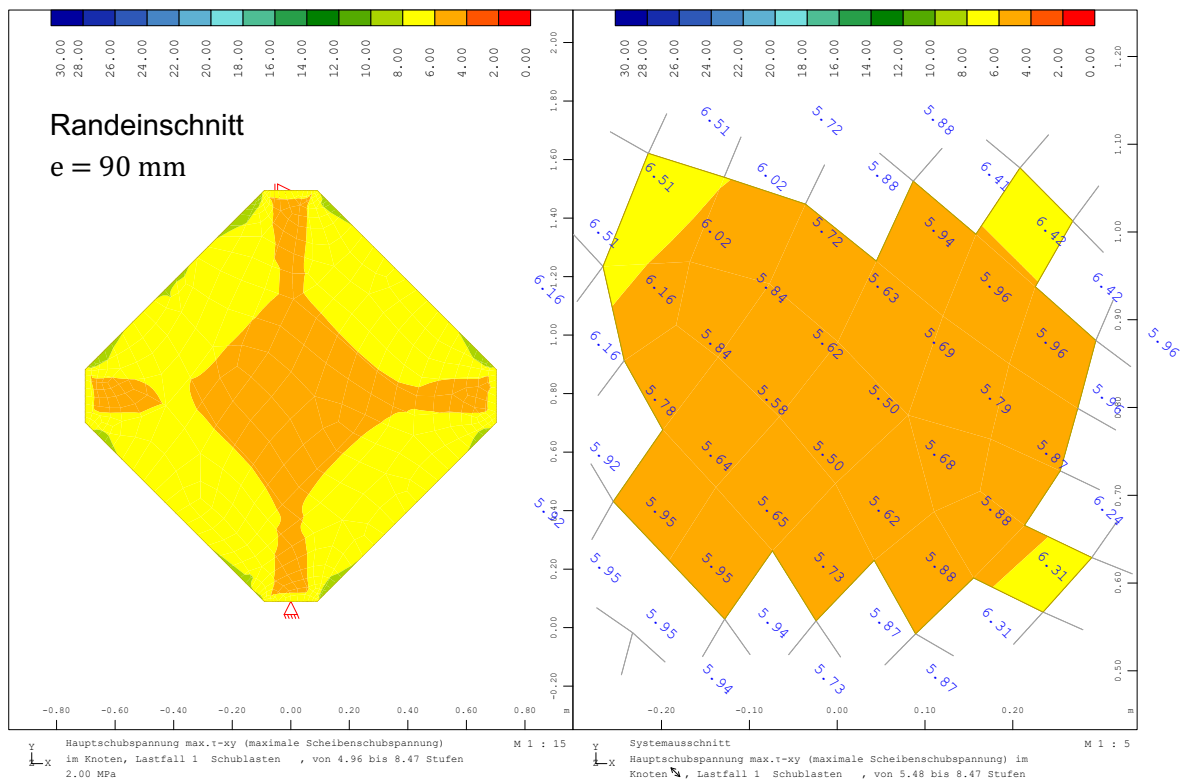
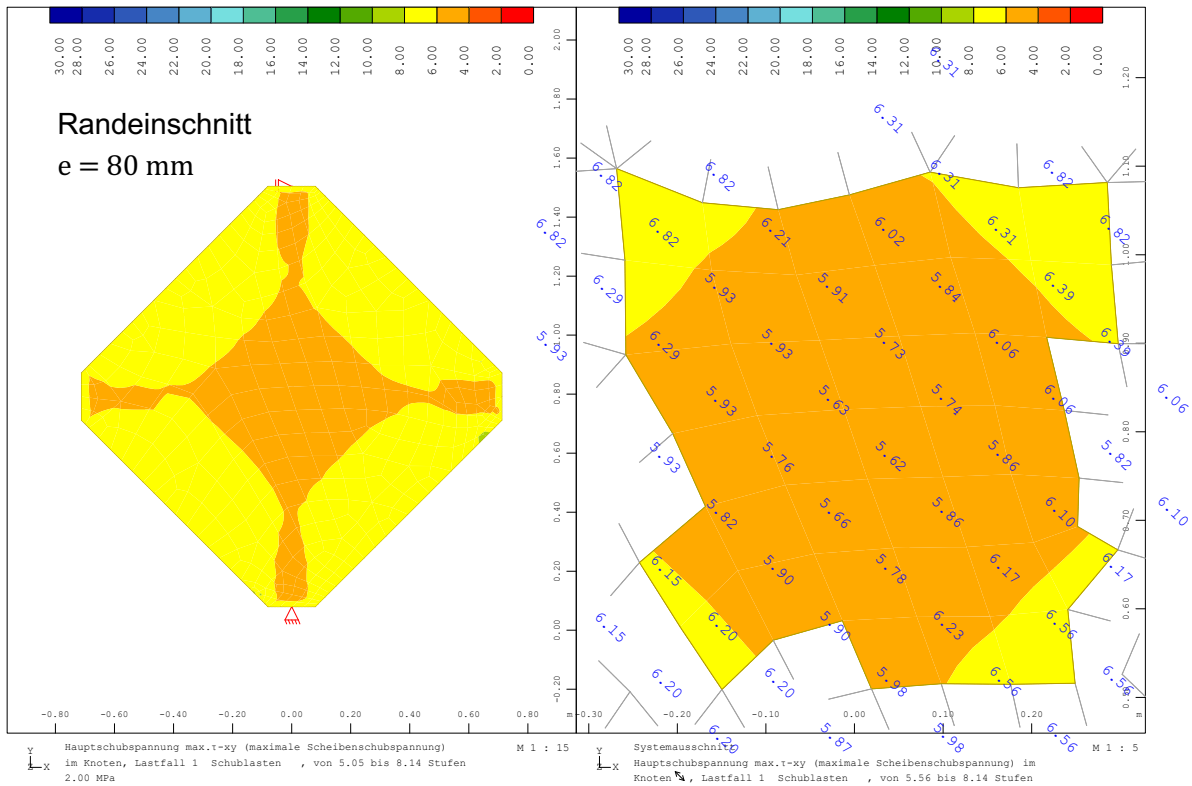
Das den Plots zugrundeliegende Skript ist Anhang E zu entnehmen.

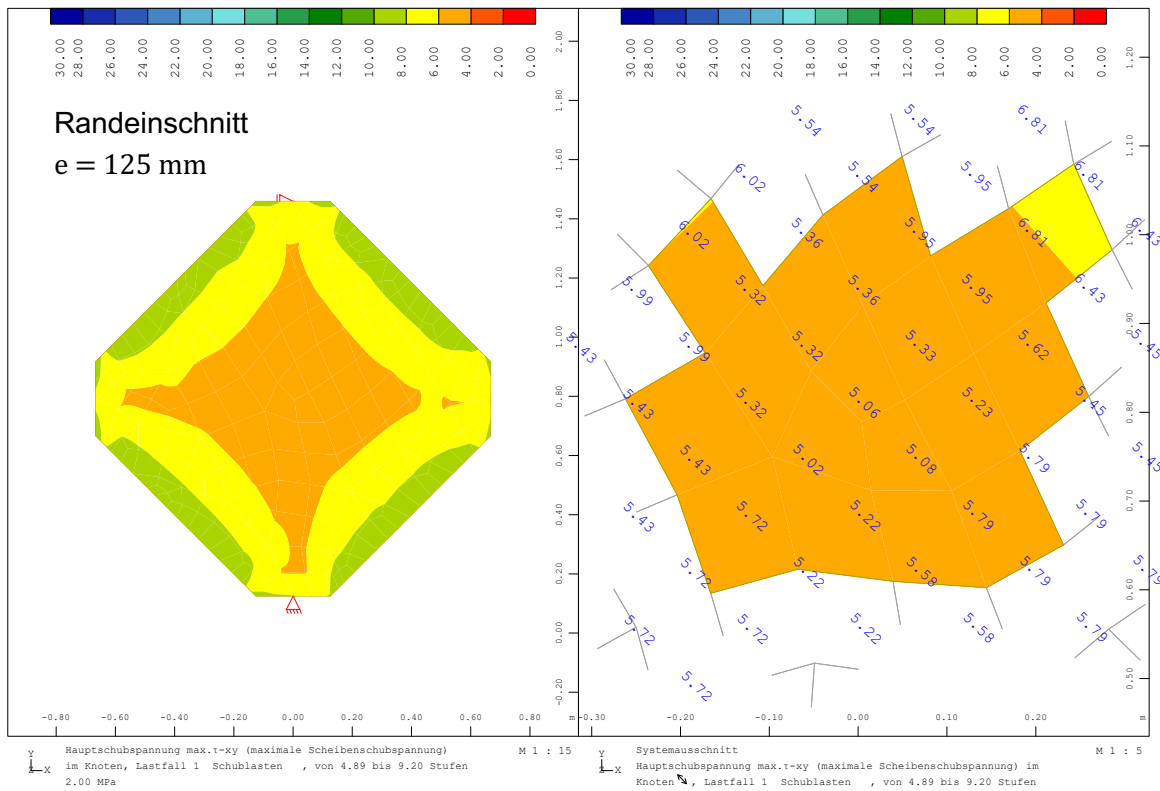
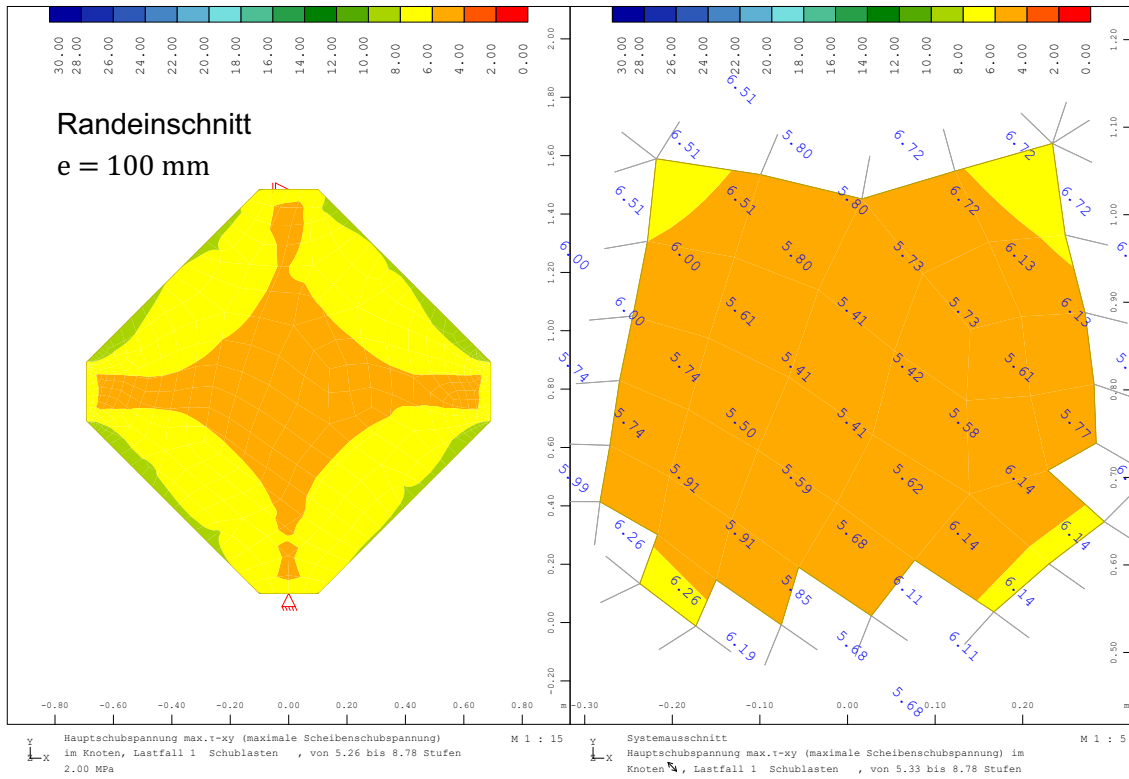


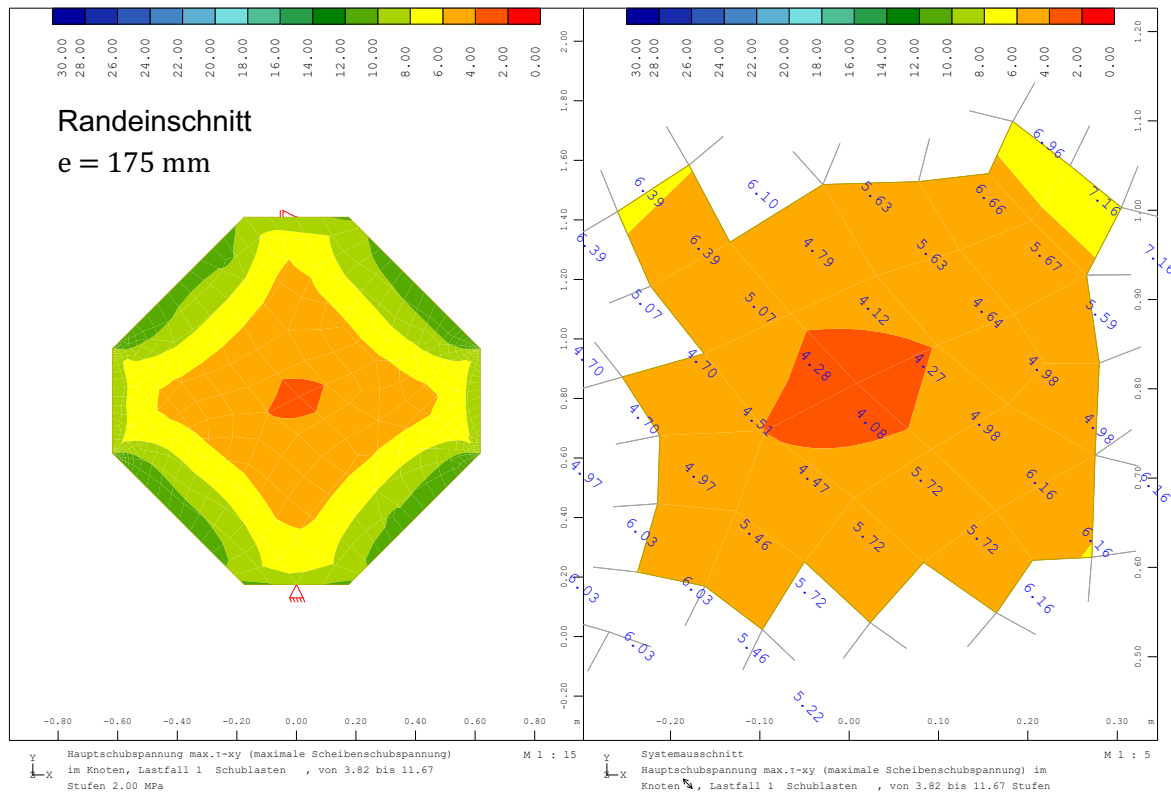
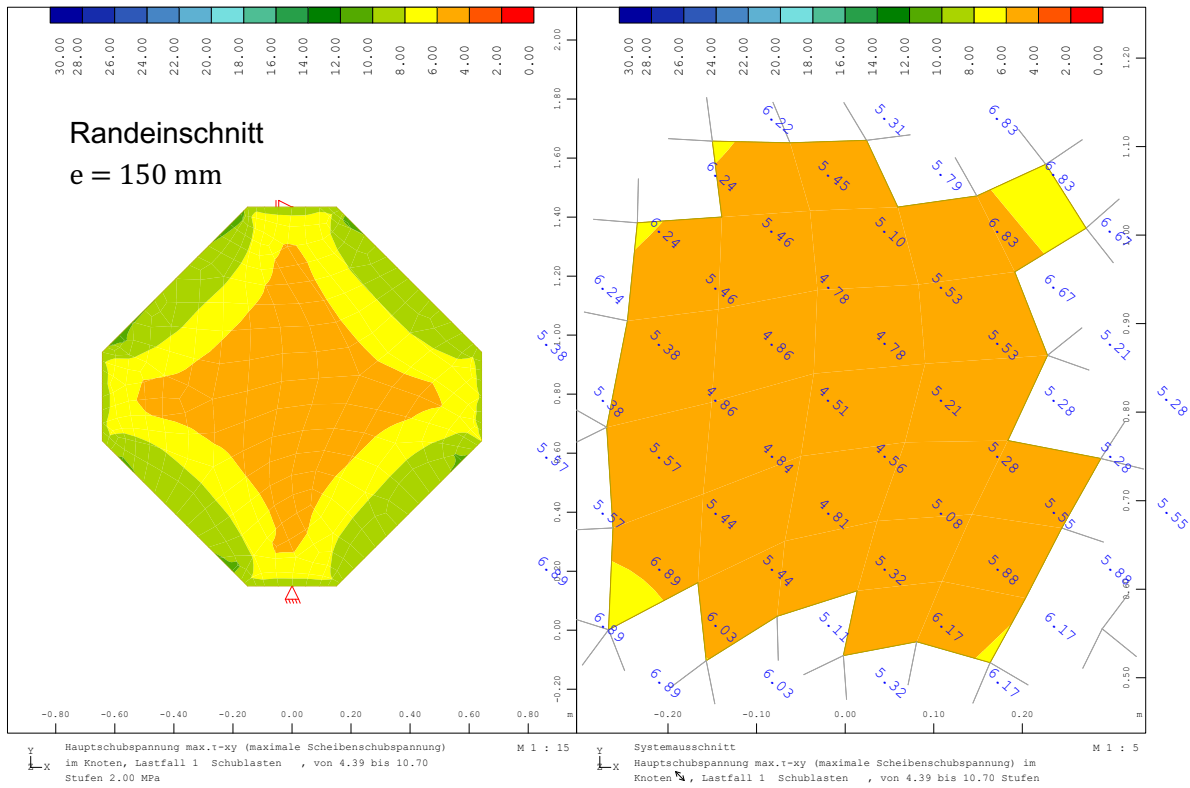


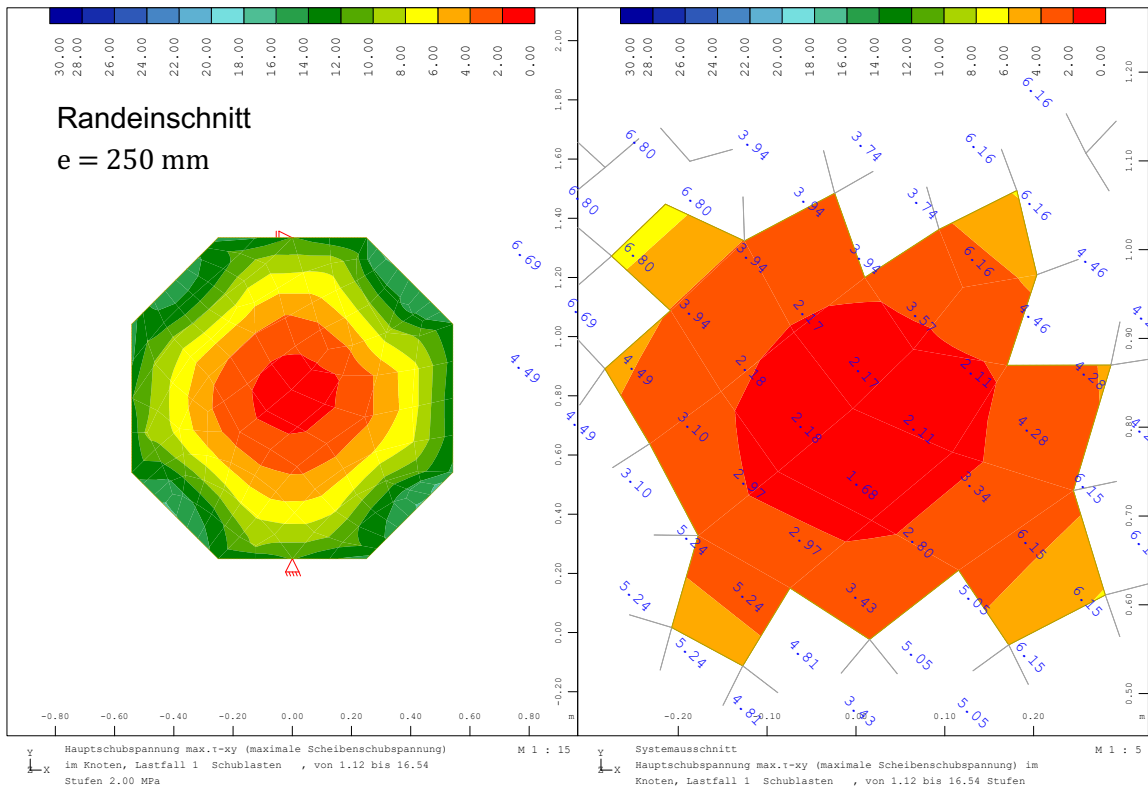
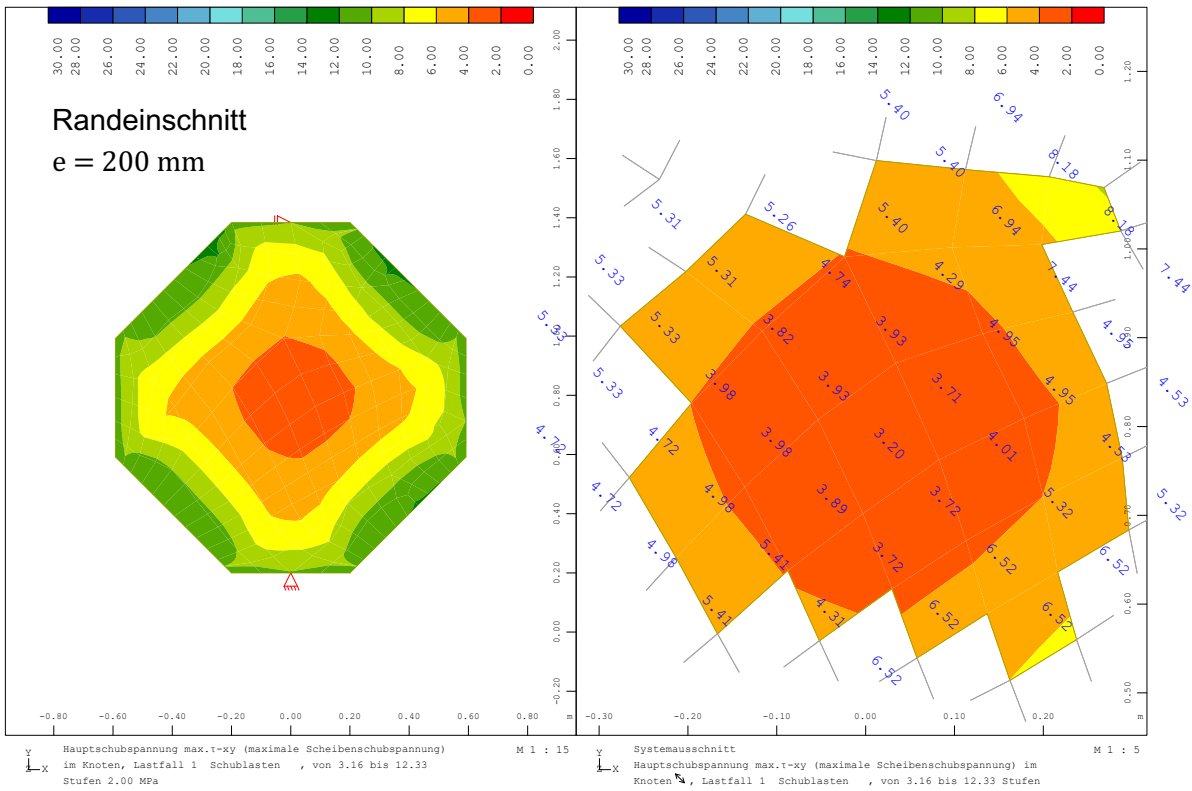


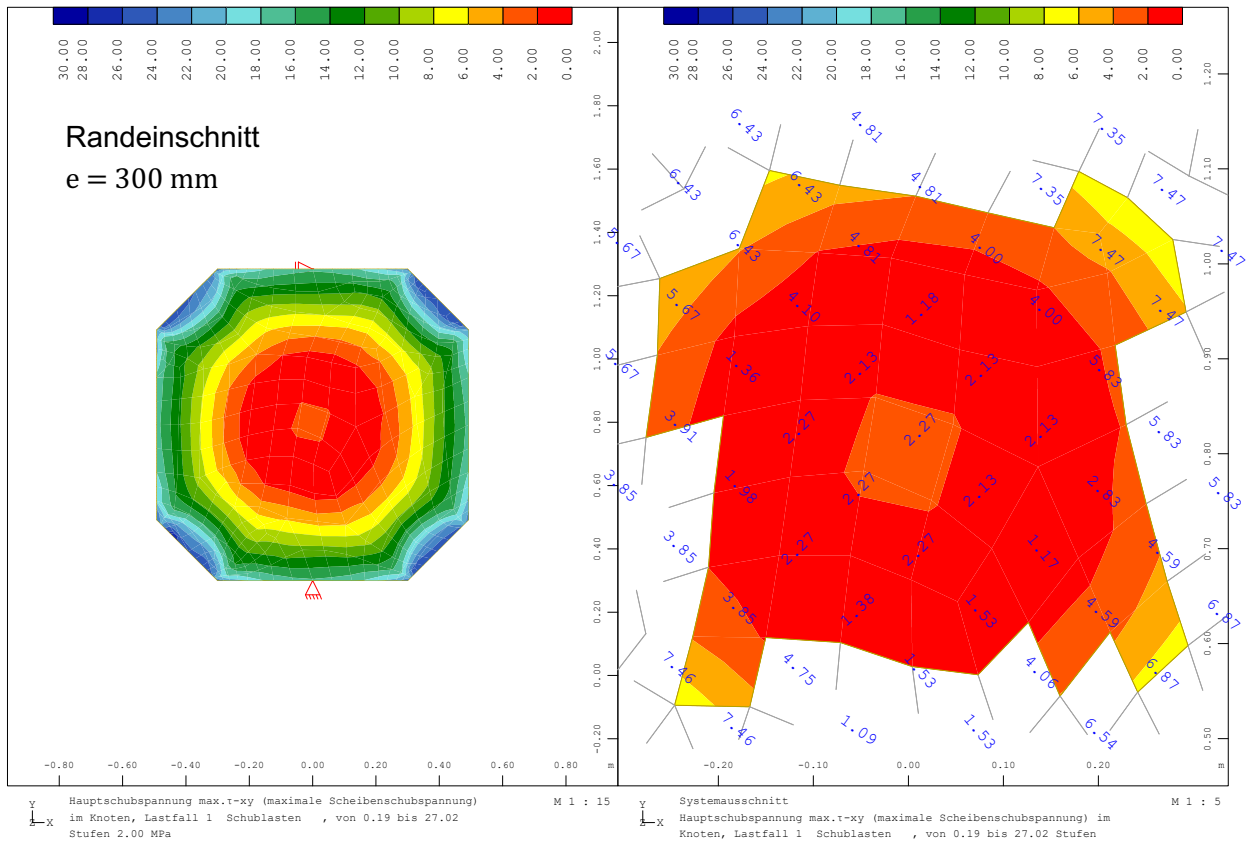












Selbstständigkeitserklärung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt sowie Zitate kenntlich gemacht habe.

.....
Felix Fricke

Dortmund, 01. Mai 2024

Einverständniserklärung (freiwillig)

Ich bin damit einverstanden, dass meine Abschlussarbeit veröffentlicht sowie wissenschaftlich interessierten Personen oder Institutionen zur Verfügung gestellt und zitiert werden kann. Korrektur- oder Bewertungshinweise in meiner Arbeit dürfen nicht zitiert werden.

.....
Felix Fricke

Dortmund, 01. Mai 2024