

Verhalten verstärkter Brettschichtholzbauteile unter Schwindbeanspruchung

Schlussbericht zum Vorhaben SWD-10.08.18.7-17.22

Projektbearbeitung Martin Danzer, M.Sc.

Projektleitung Dr.-Ing. Philipp Dietsch

Forschungsstelle Technische Universität München
Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter

Zeitraum 07/2017 – 10/2019

München, 19.02.2020

Vorwort

Das Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesinstitutes für Bau, Stadt- und Raumforschung gefördert.

(Aktenzeichen: SWD-10.08.18.7-17.22)

Die Verantwortung für den Inhalt des Berichts liegt bei den Autoren.

Für die Förderung sowie Unterstützung zur Durchführung der dargestellten Arbeiten bedanken wir uns herzlich.

Darüber hinaus gilt unser besonderer Dank:

- Der Firma Wiehag GmbH für die kostenlose Bereitstellung, Bearbeitung und Lieferung von Prüfkörpern aus Brettschichtholz
- Der Firma Grossmann Bau GmbH & Co. KG für die kostenlose Bereitstellung, Bearbeitung und Lieferung von Prüfkörpern aus Brettschichtholz
- Der Firma SFS intec GmbH für die kostenlose Bereitstellung von Verstärkungselementen in Form von Vollgewindeschrauben sowie Gewindestangen
- Den Mitarbeitern der MPA Bau der TUM sowie den Hilfswissenschaftlichen Mitarbeitern für die Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen
- Den Teilnehmern des projektbegleitenden Ausschusses für die fachliche Begleitung, die Diskussionsbeiträge sowie die konstruktiven Anregungen in den Sitzungen:
 - Dr.-Ing. Tobias Wiegand (Studiengemeinschaft Holzleimbau e.V.)
 - DI Alfons Brunauer, Dipl.-Ing (FH) Ralf Kolm, Kilian Mittermeyer M.Sc. (Wiehag GmbH)
 - Dipl.-Ing (FH) Matthias Götz (Grossmann Bau GmbH & Co. KG)
 - Dipl.-Ing. (FH) Fabian Mohr (SFS intec GmbH), Dipl.-Ing. (FH) Uwe Stehle (HECO-Schrauben GmbH & Co. KG)
 - Dipl.-Ing. Markus Bernhard (IngPunkt Ingenieurgesellschaft für das Bauwesen mbH)
 - Dr.-Ing. Bernhard Mohr (Dr. Schütz Ingenieure Beratende Ingenieure im Bauwesen GmbH)
 - Dr.-Ing. Norbert Burger (BBI Ingenieure GmbH)

Zitiervorschlag:

Danzer, M., Dietsch, P., Winter, S. (2019). *Verhalten verstärkter Brettschichtholzbauteile unter Schwindbeanspruchung*. (Forschungsbericht). Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion. TU München.

Kurzfassung

Der vorliegende Bericht handelt von Untersuchungen zum Schwindverhalten von verstärkten Brettschichtholzbauteilen. Als Verstärkungselemente kamen eingedrehte, innenliegende sowie aufgeklebte, außenliegende Verstärkungen zum Einsatz. Ziel des Forschungsvorhabens war es, zu klären, ob und in welchem Umfang Verstärkungselemente aufgrund ihrer Eigenschaft, das freie Schwinden des Holzes zu behindern und dadurch Risse zu induzieren, einen negativen Einfluss auf das Tragverhalten von Brettschichtholzbauteilen haben. Zur Klärung dieser Fragestellung wurde der Sperreffekt typischer Anwendungsfälle von Verstärkungen (verteilte Anordnungen über begrenzte Trägerabschnitte, lokale Anordnungen bei Ausklinkungen und Durchbrüchen) in Form experimenteller sowie numerischer Untersuchungen quantifiziert. In den experimentellen Untersuchungen wurden die verstärkten Prüfkörper über einen Zeitraum von 410 Tagen einem langsamen Trocknungsprozess ausgesetzt, dessen klimatische Bedingungen sich an den Verhältnissen von gedämmten, beheizten Gebäuden orientierten. Die Grundlage der Untersuchungen stellten Brettschichtholzbauteile zweier Hersteller mit unterschiedlichen Ausgangsholzfeuchten dar. Zur Quantifizierung des Sperreffekts wurde die Rissbildung an allen Prüfkörpern hinsichtlich Zeitpunkt, Anzahl, Position und Ausmaß im zeitlichen Verlauf aufgenommen. Während an Prüfkörpern des einen Herstellers bei zum Ende vorliegenden Differenzfeuchten $\Delta u < 3\%$ nahezu keine Risse zu erkennen waren, zeigte sich an den Prüfkörpern des anderen Herstellers bei nahezu allen Konfigurationen eine Rissbildung im Bereich der Differenzfeuchte $\Delta u \approx 3\% - 5,5\%$. Geneigte Anordnungen der Verstärkungselemente erwiesen sich hinsichtlich des Sperreffekts durchgehend günstiger als vergleichbare Anordnungen unter 90° zur Faser. Zur weiteren Quantifizierung des Sperreffekts wurden an ausgewählten Prüfkörpern Schwindverformungen in Form von Höhenänderungen zwischen den Bauteilober- und -unterkanten im zeitlichen Verlauf erfasst. Infolge der unterschiedlichen Ausgangsholzfeuchten unterschied sich auch das Schwindverhalten an den Prüfkörpern der beiden Hersteller deutlich. Die ermittelten Schwindverformungen bestätigen die unterschiedlichen Grade der Sperrwirkung der Verstärkungen in Abhängigkeit ihrer jeweiligen Anordnung. Während der Klimalagerung blieb jeweils eine Seite der ansonsten symmetrisch ausgebildeten Träger unverstärkt. Nach der Klimalagerung wurden auch die bis zu diesem Zeitpunkt unverstärkten Seiten in gleicher Weise zur gegenüberliegenden Seite verstärkt. Anschließend wurden die Tragfähigkeiten beider Seiten (mit/ohne Sperreffekt der Verstärkung infolge des Schwindvorgangs) in einer zweistufigen Versuchsdurchführung ermittelt. An Trägern mit verstärkten Durchbrüchen reduzierte sich die Tragfähigkeit infolge des Sperreffekts in Abhängigkeit der Verstärkungsart auf rund $65\% - 79\%$, an Trägern mit Ausklinkungen auf rund $69\% - 83\%$. In beiden Bauteilgruppen führten geneigte, innenliegende Anordnungen zu der geringsten Reduktion der Tragfähigkeit. In den numerischen Untersuchungen zeigte sich, dass die Rissgefahr insbesondere vom Verstärkungsgrad, der Neigung der Verstärkungselemente zur Faser, der Bauteilhöhe sowie der axialen Verbundsteifigkeit der Verstärkungselemente beeinflusst wird. Alle vier Einflussgrößen wirken sich mit zunehmender Größe negativ auf die Rissbildung aus.

Abstract

This research report deals with investigations on the shrinkage behaviour of reinforced glulam members. The types of reinforcement used were drilled-in, internal as well as glued on, external reinforcing elements. The objective of the research project was to clarify whether and to what extent reinforcing elements have a negative impact on the structural behaviour of glulam members due to their potential of restraining the free shrinkage behaviour of wood and hence the inherent risk to induce cracks. In order to clarify this question, the restraining effect of typical applications of reinforcing elements was quantified for three groups of glulam members (homogeneous arrangements over a section of the beam, local arrangements at notches and holes) in the form of experimental and numerical investigations. Within the experimental investigations, the reinforced test specimens first were exposed to a slow drying process over a period of 410 days to mirror the climatic conditions in insulated, heated buildings. The basis of the investigations were glulam specimens from two manufacturers featuring different initial wood moisture contents. In order to quantify the restraining effect, the formation of cracks on all specimens was recorded in terms of time, number, position and extent over time. While only very few cracks were detected on test specimens from the manufacturer with differential wood moisture $\Delta u < 3\%$ at the end of the drying period, cracks were found on the specimens from the other manufacturer in the range of a differential wood moisture $\Delta u \approx 3\% - 5.5\%$ in almost all configurations. Inclined arrangement of the reinforcing elements proved to be consistently more favourable with regard to the restraining effect than comparable arrangements perpendicular (i.e. 90°) to the grain. To further quantify the restraining effect, shrinkage deformations over time were recorded in form of changes in height between upper and lower edges of selected test specimens. As a result of the different initial wood moisture contents, the shrinkage behaviour on the test specimens of the two manufacturers differed significantly. The determined shrinkage deformations confirm the different degrees of restraining effect of the reinforcement depending on the geometry of arrangement. After the climate storage, destructive tests were realized on members with holes and notches. During the climate storage, one side of the otherwise symmetrically manufactured beams with holes and notches remained unreinforced. After climate storage, the unreinforced sides were reinforced in the same way to the opposite side and the load-carrying capacities of both sides were determined (with / without restraining effect of reinforcement due to shrinkage) in a two-stage test procedure. In case of the beams with reinforced holes, the load-carrying capacity decreased to around 65% - 79% due to the restraining effect and to around 69% - 83% in the case of beams with notches, depending on the type and arrangement of the reinforcement. In both groups of members, inclined, internal arrangements resulted in the least reduction of load-carrying capacities. The numerical investigations showed that the onset of cracking is influenced in particular by the degree of reinforcement, the inclination to grain direction, the member height and the axial withdrawal stiffness of the reinforcement. All four influencing factors have a negative effect on the formation of cracks with increasing magnitude.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	I
Kurzfassung	II
Abstract	III
Inhaltsverzeichnis.....	IV
1 Hintergrund und Einleitung.....	2
2 Experimentelle Untersuchungen.....	4
2.1 Allgemeines.....	4
2.2 Versuchsprogramm	5
2.2.1 Übersicht.....	5
2.2.2 Konfigurationen "Verteilte Anordnungen"	6
2.2.3 Konfigurationen "Durchbrüche".....	6
2.2.4 Konfigurationen "Ausklinkungen"	8
2.3 Ergebnisse	9
2.3.1 Im Vorfeld der Klimalagerung ermittelte Kennwerte der Prüfkörper	9
2.3.2 Steuerung der klimatischen Bedingungen	12
2.3.3 Holzfeuchteverteilungen	13
2.3.4 Auswertung Rissbildung	17
2.3.5 Schwindverformungen	29
2.3.6 Dehnungsmessungen in Verstärkungselementen	35
2.3.7 Tragfähigkeit nach Klimalagerung	38
3 Numerische Untersuchungen.....	44
3.1 Überblick	44
3.2 Simulationsmodell zur Abschätzung beginnender Rissbildung.....	44
3.2.1 Grundlagen zum Modell.....	44
3.2.2 Materialmodell	45
3.2.3 Axiale Verbundsteifigkeit Holz - Verstärkung.....	48
3.2.4 Abbildung der Beanspruchung Feuchteänderung	50
3.2.5 Kriterium Rissbildung.....	51
3.3 Vergleich mit Versuchen	52
3.3.1 Unverstärkte Konfiguration nach Möhler & Steck (1977).....	52
3.3.2 Verstärkte Konfigurationen der eigenen Versuche	53
3.4 Parameterstudien	55
3.4.1 Generelle Annahmen.....	55
3.4.2 Parameterstudie Verteilte Anordnungen.....	56
3.4.3 Parameterstudie Durchbrüche	60
3.4.4 Parameterstudie Ausklinkungen	62
4 Zusammenfassung	65
5 Literaturverzeichnis.....	68

Veröffentlichungen	68
Normen und Regelwerke	72
Software	73
6 Anhang	74
Anhang A	74
Rissbilder "Verteilte Anordnungen"	74
Rissbilder "Durchbrüche"	92
Rissbilder "Ausklinkungen"	104
Anhang B	110
Ergebnisse "Durchbrüche"	110
Ergebnisse "Ausklinkungen"	111

1 Hintergrund und Einleitung

Als hygroskopisches Material passt Holz seine Materialfeuchte den klimatischen Umgebungsbedingungen (Temperatur und relative Luftfeuchte) an. Änderungen der Holzfeuchte gehen bei einer Zunahme mit Quell- bzw. bei Abnahme mit Schwinderscheinungen einher. Ferner weisen Holzbauteile gegenüber den Beanspruchungen Schub und insbesondere Zug senkrecht zur Faserrichtung (Querzug) vergleichsweise geringe Beanspruchbarkeiten auf. Zur Steigerung der Tragfähigkeit werden daher häufig Verstärkungen in Form innen- bzw. außenliegender Verstärkungselemente angeordnet. Diesem tragfähigkeitssteigernden Effekt der Verstärkung steht jedoch die Eigenschaft gegenüber, das freie Schwinden des Holzes bei Feuchteänderungen infolge des kontinuierlichen Verbundes zwischen Holz und Verstärkung zu behindern.

Da die Aufnahme bzw. Abgabe von Feuchte über die Oberflächen der Holzbauteile erfolgt, passen sich die äußeren Schichten schneller an die klimatischen Umgebungsbedingungen an als die innenliegenden Bereiche. Das daraus über den Querschnitt resultierende Holzfeuchtegefälle (Feuchtegradient) und die zugehörigen Quell- bzw. Schwinderscheinungen führen zu inneren Spannungen im Querschnitt. Diese Spannungen werden zwar durch Relaxationsvorgänge abgemindert, bei der Überschreitung der sehr geringen Querzugfestigkeit von Holz erfolgt jedoch ein Spannungsabbau in Form von meist gleichmäßig verteilten Schwindrissen geringer Tiefe. Aus Untersuchungen von Möhler & Steck (1977) ist bekannt, dass an unverstärkten Prüfkörpern ab einer Feuchtegradienten von $\approx 4\%$ - 5% zwischen Bauteilmitte und einem 1 cm breiten Randstreifen mit Rissen zu rechnen ist. Bei entsprechend scharfer Trocknung kann diese Rissbildung bereits bei geringeren Feuchtedifferenzen auftreten.

Wird das freie Quell- bzw. Schwindverhalten des Querschnitts hingegen durch steife Elemente wie beispielsweise Verstärkungen behindert, führen auch Holzfeuchtedifferenzen mit über den Querschnitt gesehen konstanten Verteilungen infolge des sperrenden Effekts zu einer Beanspruchung quer zur Faser. Dietsch (2017) kam in Untersuchungen an mittels eingeklebter Gewindestangen senkrecht zur Faser verstärkten Prüfkörpern zu dem Ergebnis, dass bereits eine konstante Feuchtedifferenz $\geq 3\%$ zu einer Rissbildung führen kann. Die Feuchteänderung wurde im Rahmen dieser Untersuchungen nicht über eine klimatische Einwirkung sondern über eine äquivalente äußere Last abgebildet.

In den wenigen zur Thematik des Verhaltens verstärkter Holzbauteile bei Holzfeuchteänderungen vorliegenden Forschungsarbeiten [z.B. Wallner (2012)] wurden die Prüfkörper meist über kürzere Zeiträume scharfen Klimazyklen ausgesetzt, welche nicht auf in der Praxis auftretende Umgebungsbedingungen übertragbar sind. Ferner lässt sich bei diesen Untersuchungen nicht unterscheiden, ob die aufgetretenen Risse durch die starke Feuchtegradienten über den Querschnitt ausgelöst wurden oder tatsächlich auf den Sperreffekt der Verstärkungselemente zurückzuführen sind. Aufgrund der kurzen Zeitdauer der in der Literatur dargestellten Versuchsreihen sind Rückschlüsse auf Relaxationserscheinungen nur bedingt möglich.

In einem Forschungsvorhaben zur Untersuchung des Gebäudeklimas in Holzbauwerken [Gammer et al. (2014)] konnten die unterschiedlichen Nutzungen in klimatischer Hinsicht grob in 2 Gruppen kategorisiert werden. Auf der einen Seite sind dies geschlossene, gedämmte und beheizte Gebäude, auf der anderen Seite teiloffene, ungedämmte und unbeheizte Gebäude. Den für dieses Vorhaben kritischeren Fall stellen die gedämmten und beheizten Gebäude dar. Das

Klima in diesen Gebäuden zeichnet sich durch trockene Bedingungen mit vergleichsweise geringen jahreszeitlichen Schwankungen aus, welche zu einem einmaligen, aber deutlichen Austrocknen der Holzbauteile von der Herstellfeuchte (~ 12 %) auf die Ausgleichsfeuchte (~ 6-10 %) führen können. In welchem Umfang dabei infolge des Sperreffekts der Verstärkungselemente Risse induziert werden und welche Auswirkungen sich daraus auf die Resttragfähigkeit ergeben, ist bislang nicht geklärt.

Ziel des Forschungsvorhabens war es, zu klären, ob und in welchem Umfang Verstärkungselemente aufgrund ihrer Eigenschaft, das freie Schwinden des Holzes zu behindern und dadurch Risse zu induzieren, einen negativen Einfluss auf das Tragverhalten von Brettschichtholzbauteilen haben. Zur Klärung dieser Fragestellung galt es, den Sperreffekt typischer Anwendungsfälle von Verstärkungen (verteilte Anordnungen über begrenzte Trägerabschnitte, lokale Anordnungen bei Ausklinkungen und Durchbrüchen) sowohl in Form experimenteller als auch in Form numerischer Untersuchungen zu quantifizieren.

2 Experimentelle Untersuchungen

2.1 Allgemeines

Wesentlicher Bestandteil des Vorhabens waren Langzeitversuche an verstärkten und unverstärkten Brettschichtholzbauteilen, welche in Form einer Klimalagerung dem Austrocknungsszenario von gedämmten, beheizten Gebäuden ausgesetzt wurden. Nach der Klimalagerung sollten Belastungsversuche an einem Teil der Prüfkörper klären, welche Resttragfähigkeit die verstärkten, ausgetrockneten und potentiell gerissenen Brettschichtholzbauteile noch aufweisen. Die folgenden Abschnitte bieten einen Überblick über die zugrundeliegende Herangehensweise wie auch über die erzielten Ergebnisse.

Da im Verlauf dieses Berichts immer wieder auf einzelne Prüfkörper verwiesen wird sowie im Sinne einer detaillierten Nachvollziehbarkeit ist in Tabelle 1 das verwendete Schema zur Bezeichnung der einzelnen Prüfkörper erläutert.

Tabelle 1: Verwendetes Schema zur Bezeichnung der Prüfkörper

□ - □ - □ - □ - □ - □ (Beispiel: VA-GWS-1-90°-750-1)	
<u>Bauteilgruppe:</u>	
VA	Verteilte Anordnungen
D	Durchbrüche
A	Ausklinkungen
<u>Art der Verstärkung:</u>	
VGS	Vollgewindeschrauben (eingeschraubt)
GWS	Gewindestangen (eingeschraubt)
FSH	Furnierschichtholz (Schraubenpressklebung)
–	Ohne Verstärkung
<u>Anzahl der Verstärkungselemente über die Querschnittsbreite:</u>	
1 (mittig) bzw. 2	
–	Ohne Verstärkung
<u>Winkel Haupttragrichtung Verstärkung – Faserrichtung:</u>	
45° bzw. 90°	
–	Ohne Verstärkung
<u>Abstand a_1 der Verstärkungselemente untereinander [mm]:</u>	
750 bzw. 250 (VA mit GWS)	
<u>Randabstand $a_{1,c}$ [mm]:</u>	
26 (A mit VGS 45°) bzw. 65 (A mit VGS 90°)	
40 (D mit GWS 45°/90°)	
–	Kein Abstand vorhanden (D/A mit FSH)
<u>Nr. Prüfkörper:</u>	
1, 2	Hersteller A
3, 4	Hersteller B

Neben dieser Prüfkörperbezeichnung wurden auf allen Prüfkörpern zusätzlich lokale Bereiche nach dem Schema gemäß Tabelle 2 gekennzeichnet, um eine entsprechende Orientierung sowie eine nachvollziehbare Zuordnung gewährleisten zu können.

Tabelle 2: Verwendetes Schema zur Bezeichnung lokaler Trägerbereiche

☐ - ☐	(Beispiel: vs-V)
<u>Bereich:</u>	
uv	Während der Klimalagerung unverstärkter Trägerbereich
vs	Während der Klimalagerung verstärkter Trägerbereich
<u>Seitenfläche:</u>	
V	Vorderseite
R	Rückseite

2.2 Versuchsprogramm

2.2.1 Übersicht

Das gesamte Versuchsprogramm umfasste 3 Bauteilgruppen, siehe Abbildung 1. Im Detail waren dies Ausklinkungen (A) in Brettschichtholzträgern mit kleineren Querschnittsabmessungen $b \times h = 140 \times 400$ mm, Durchbrüche (D) in Trägern mit mittleren Querschnittsabmessungen $b \times h = 140 \times 700$ mm sowie konstant verteilte Anordnungen von Verstärkungen (VA) in Prüfkörpern mit großen Querschnittsabmessungen $b \times h = 140 \times 1000$ mm. Bei den Trägern handelte es sich durchgehend um Brettschichtholz aus Fichte der Güteklasse GL28c, verklebt mit einem MUF-Klebstoff. Für alle 3 Bauteilgruppen erfolgte zunächst eine Klimalagerung. Anschließend wurden die Tragfähigkeiten der Bauteilgruppen "Ausklinkungen" und "Durchbrüche" in 3-Punkt Biegeversuchen bis zum Versagen ermittelt.

Klimalagerung

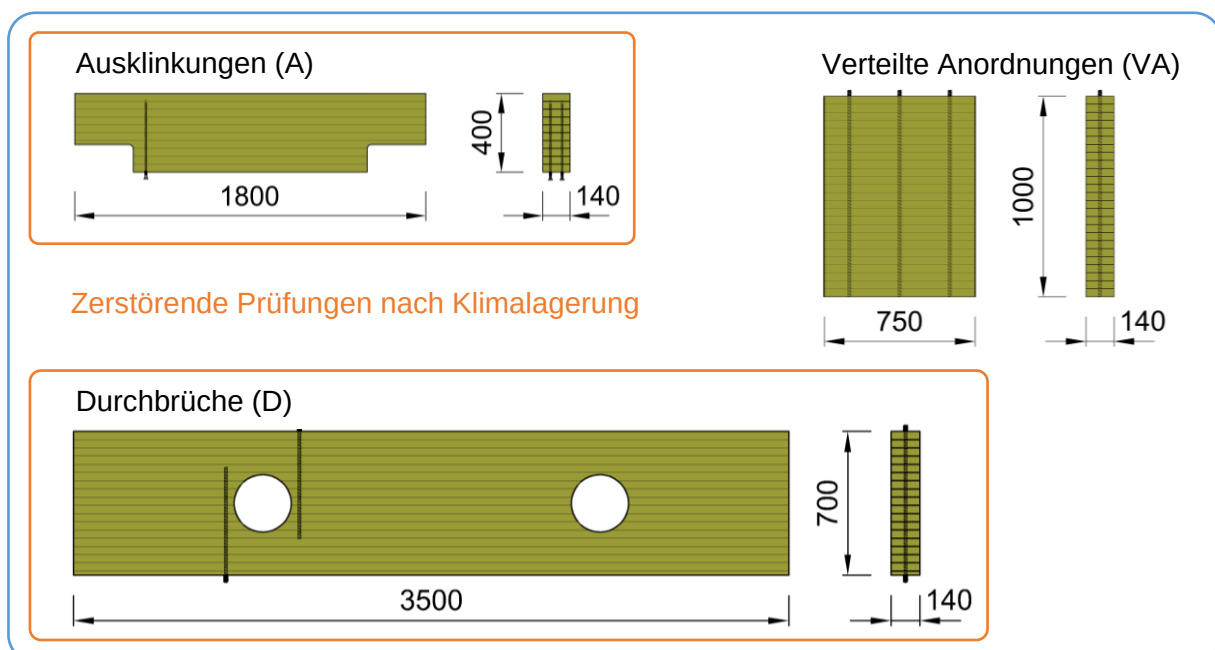


Abbildung 1: Übersicht Versuchsprogramm

2.2.2 Konfigurationen “Verteilte Anordnungen“

Die Bauteilgruppe “Verteilte Anordnungen“ umfasste insgesamt 7 verschiedene Konfigurationen, siehe Abbildung 2. Als Verstärkung kamen sowohl innenliegende Verstärkungen (eingedrehte Gewindestangen $d = 20$ mm mit Holzgewinde entsprechend Z-9.1-777) unter einer Neigung $\alpha = 90^\circ/45^\circ$ sowie außenliegende Verstärkungen (mittels Schraubenpressklebung aufgebrachtes Furnierschichtholz Kerto Q, $t = 24$ mm entsprechend Z-9.1-847) zum Einsatz. Die als Obergrenze gewählten Abstände 750 mm sowie die als Untergrenze gewählten Abstände 250 mm orientierten sich an den in DIN EN 1995-1-1/NA:2013, NCI NA.6.8.6(NA.4) genannten Anwendungsgrenzen. Zusätzlich zu diesen sechs Konfigurationen wurde eine weitere, jedoch unverstärkte Konfiguration als Referenz untersucht. Die Hirnholzflächen der Prüfkörper wurden mit einer diffusionsdichten, selbstklebenden Aluminiumfolie der Stärke 0,1 mm abgeklebt, um die Situation eines Ausschnitts aus einem größeren Träger zu realisieren. Abweichend davon wurden die Hirnholzflächen der Konfiguration mit vollflächig aufgeklebtem Furnierschichtholz mit transparentem Silikon versiegelt. In diesem Fall war eine Rissbildung nur von innen beginnend zu erwarten, was bei Verwendung einer Aluminiumfolie im zeitlichen Verlauf jedoch nicht einsehbar gewesen wäre. Jede dieser Konfigurationen umfasste 4 Prüfkörper, welche jeweils zur Hälfte von zwei Brettchichtholzherstellern (A bzw. B) bezogen wurden.

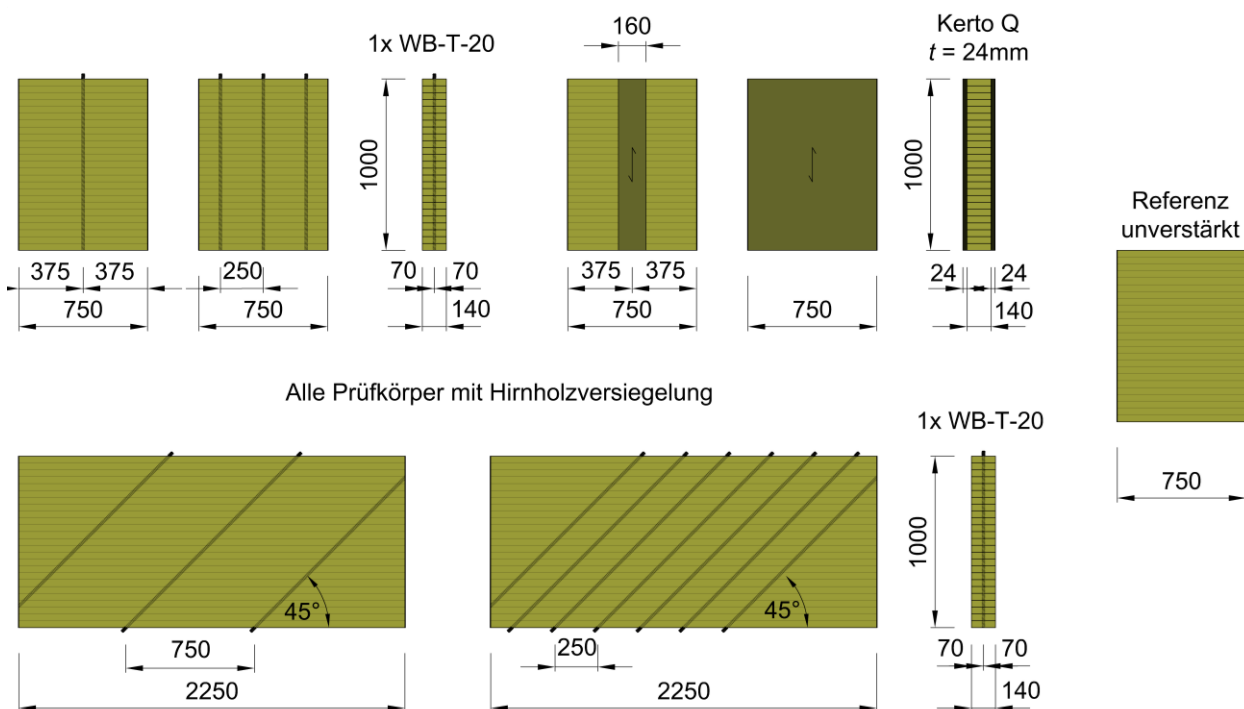


Abbildung 2: Konfigurationen Bauteilgruppe “Verteilte Anordnungen“

2.2.3 Konfigurationen “Durchbrüche“

Die Bauteilgruppe “Durchbrüche“ umfasste 3 verschiedene Konfigurationen, siehe Abbildung 3. Zwei Konfigurationen waren mit einer innenliegenden, eingedrehten Verstärkung (Gewindestangen $d = 20$ mm mit Holzgewinde entsprechend Z-9.1-777) unter variierendem Winkel zwischen Gewindestangenachse und Holzfaserrichtung ($\alpha = 90^\circ/45^\circ$) sowie eine Konfiguration mit einer außenliegenden, mittels Schraubenpressklebung aufgebrachten Verstärkung (Furnierschichtholz Kerto Q, $t = 24$ mm entsprechend Z-9.1-847) versehen. Der senkrechte Randabstand zwischen

innenliegendem Verstärkungselement und Durchbruchrand wurde zu $2d$ festgelegt. Dieser Wert unterschreitet den in DIN EN 1995-1-1/NA:2013 angegebenen Wert geringfügig, wurde jedoch in bereits durchgeführten Forschungsvorhaben [Danzer et al. (2017), Dröscher et al. (2016)] in Teilen der Konfigurationen angewendet. Weder die Hirnholzflächen der Träger noch die der Durchbrüche wurden versiegelt. Wie bei den verteilten Anordnungen umfasste jede der 3 Konfigurationen 4 Prüfkörper, welche jeweils zur Hälfte von zwei Brettschichtholzerstellern (A bzw. B) bezogen wurden.

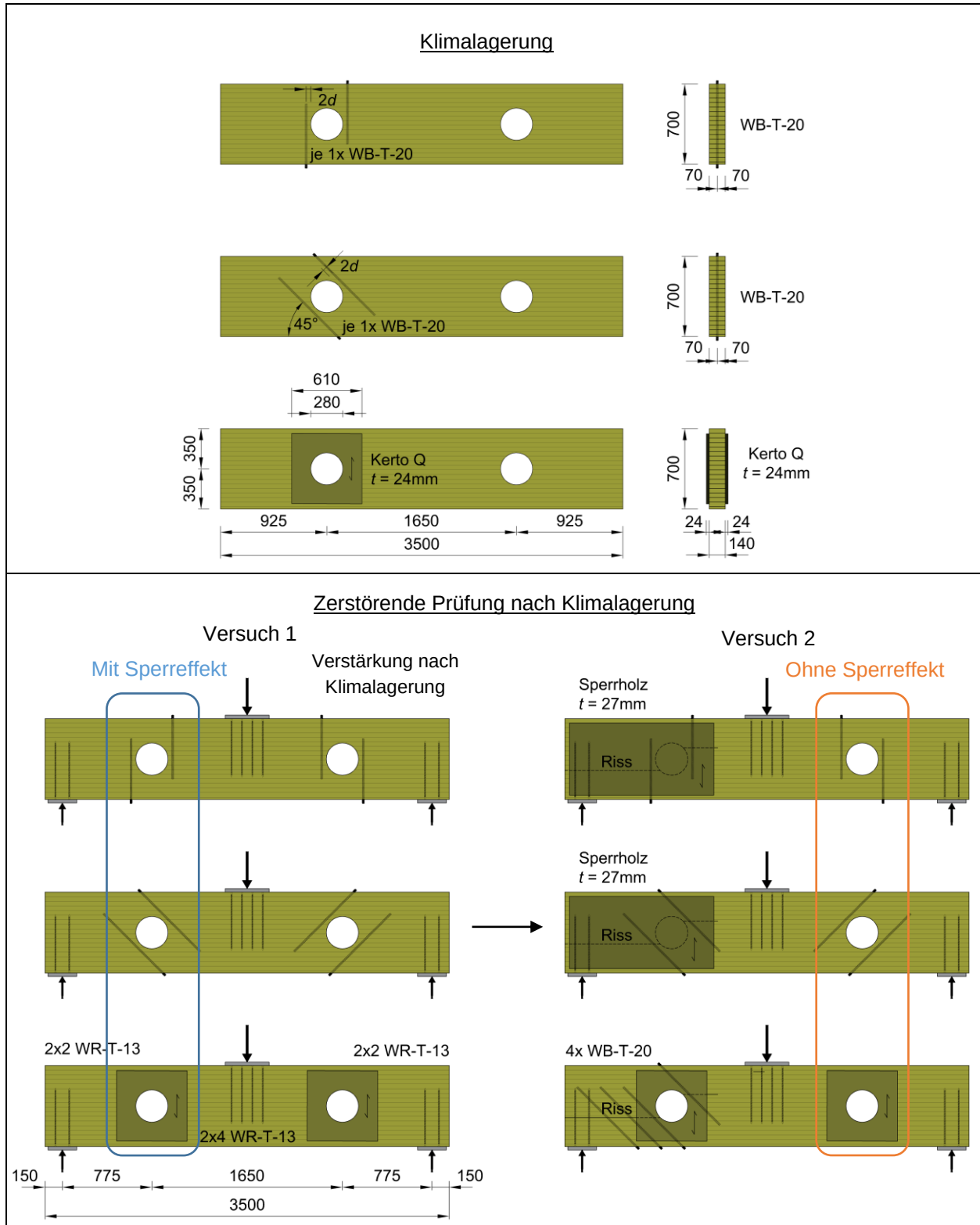


Abbildung 3: Versuchsprogramm Bauteilgruppe "Durchbrüche"

Zur Quantifizierung des Sperreffekts der Verstärkung wurden die Durchbrüche auf einer Trägerseite vor der Klimalagerung verstärkt. Auf der gegenüberliegenden Trägerseite hingegen blieben die Durchbrüche unverstärkt, sodass sich dort ein unbehinderter Schwindvorgang einstellen konnte. Nach der Klimalagerung wurden die während der Klimalagerung unverstärkten Durchbrüche in analoger Art und Weise zur gegenüberliegenden Seite verstärkt. Nach dem Einbringen von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben zur Querdruckverstärkung der Auflager- sowie Lasteinleitungspunkte wurde jeweils ein erster 3-Punkt Biegeversuch (Versuch 1) bis zum Versagen der während der Klimalagerung verstärkten Durchbrüche durchgeführt. Anschließend wurden auf die gerissenen Trägerbereiche Sperrholzplatten mittels Schraubenpressklebung aufgebracht und jeweils ein zweiter 3-Punkt Biegeversuch (Versuch 2) bis zum Versagen der nach der Klimalagerung verstärkten Durchbrüche durchgeführt. Eine Gegenüberstellung der auf diese Weise bestimmten Tragfähigkeiten sollte Auskunft über den Sperreffekt der Verstärkung liefern.

2.2.4 Konfigurationen “Ausklinkungen”

Die Bauteilgruppe “Ausklinkungen” wurde ebenfalls in 3 verschiedenen Konfigurationen untersucht, siehe Abbildung 4. Zwei Konfigurationen wurden mit einer innenliegenden, eingedrehten Verstärkung (selbstbohrende Vollgewindeschrauben $d = 13$ mm entsprechend ETA-12/0062) unter variierendem Winkel zwischen Schraubenachse und Holzfaserrichtung ($\alpha = 90^\circ/45^\circ$) sowie eine Konfiguration mit einer außenliegenden, mittels Schraubenpressklebung aufgebrachten Verstärkung (Furnierschichtholz Kerto Q, $t = 24$ mm entsprechend Z-9.1-847) versehen. Der senkrechte Randabstand zwischen innenliegendem Verstärkungselement und Bauteilrand wurde im Fall der Neigung $\alpha = 90^\circ$ entsprechend der Zulassung ETA-12/0062 gewählt, im Fall der Neigung $\alpha = 45^\circ$ analog zu der Situation bei den Durchbrüchen auf $2d$ festgelegt. Die Hirnholzflächen der Träger wurden nicht versiegelt. Jede Konfiguration umfasste wiederum 4 Prüfkörper, welche jeweils zur Hälfte von zwei Brettschichtholzherstellern (A bzw. B) bezogen wurden.

Das Vorgehen zur Quantifizierung des Sperreffekts der Verstärkung erfolgte in analoger Art und Weise zu der bei den Prüfkörpern mit Durchbrüchen und kann Abbildung 4 entnommen werden.

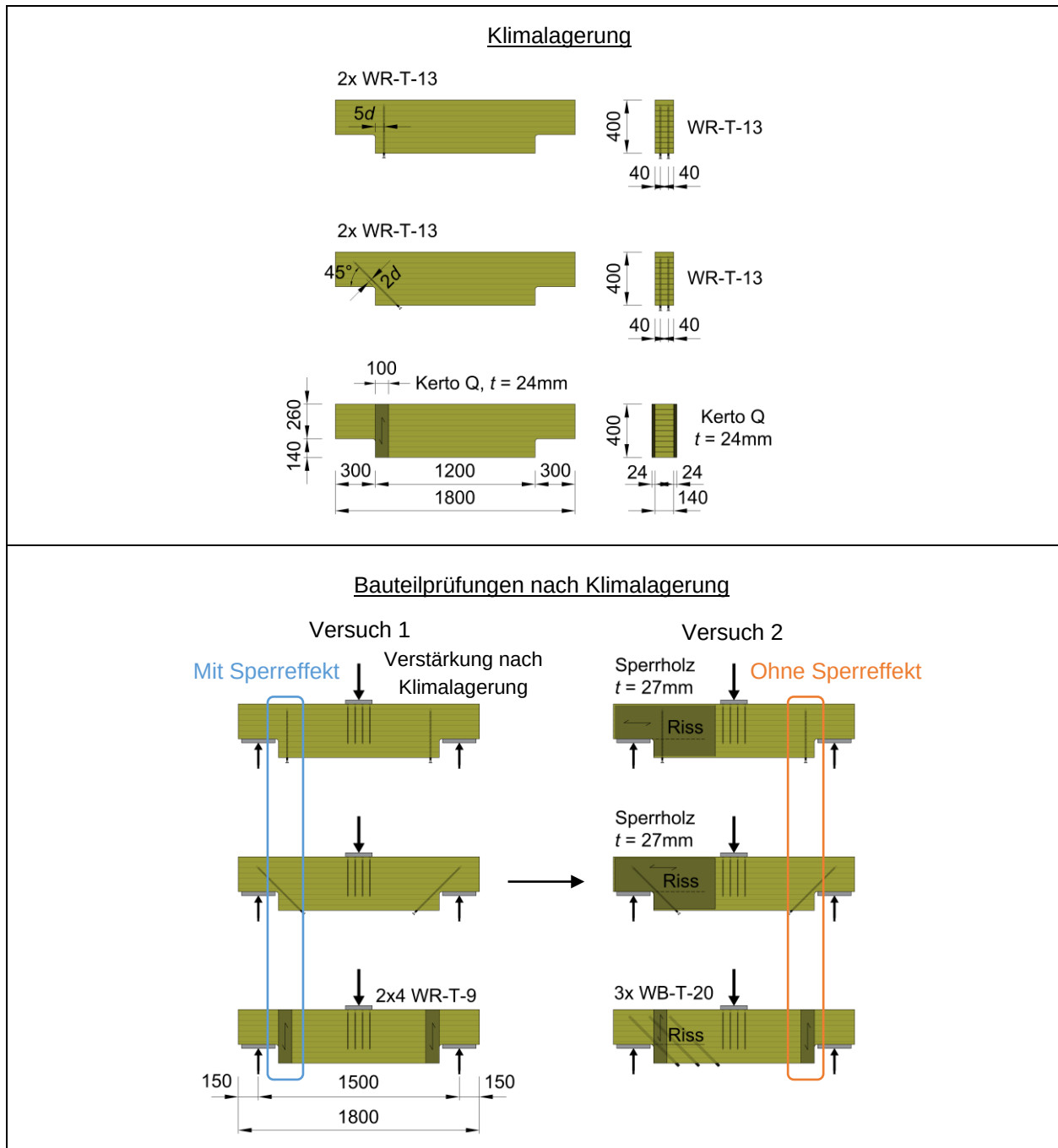


Abbildung 4: Versuchsprogramm Bauteilgruppe "Ausklinkungen"

2.3 Ergebnisse

2.3.1 Im Vorfeld der Klimalagerung ermittelte Kennwerte der Prüfkörper

Im Vorfeld der Klimalagerung wurden für die Bewertung der Ergebnisse der weiteren Untersuchungen folgende Kennwerte der Prüfkörper ermittelt:

- Rohdichte

Die Rohdichte wurde an allen einzelnen Prüfkörpern über die jeweiligen Massen sowie Volumina bestimmt. Abbildung 5 enthält die Häufigkeitsverteilungen der Rohdichten getrennt nach beiden Herstellern.

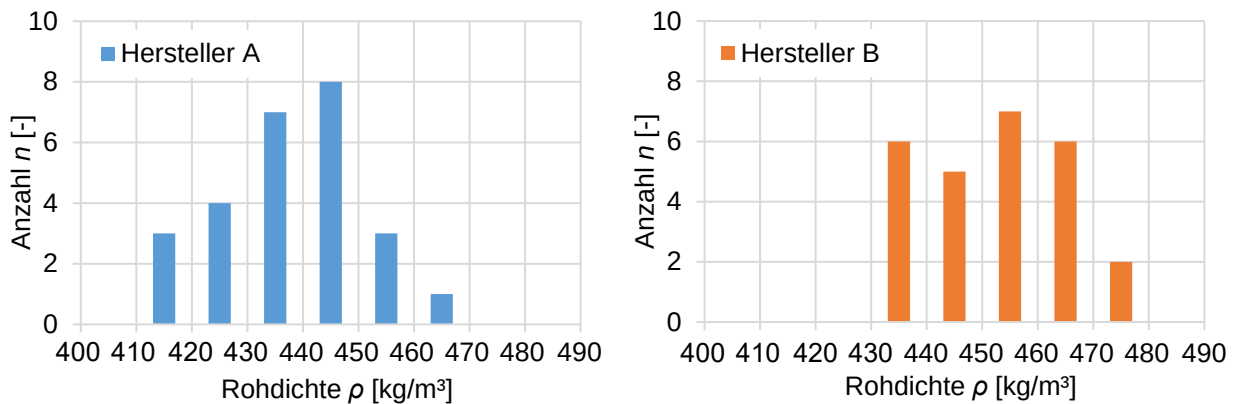


Abbildung 5: Ermittelte Rohdichten der Prüfkörper

Die Prüfkörper des Herstellers A wiesen eine mittlere Rohdichte $\rho_{\text{mean}} = 437 \text{ kg/m}^3$ ($\text{COV} = 2,9\%$) auf, die Prüfkörper des Herstellers B eine mittlere Rohdichte $\rho_{\text{mean}} = 452 \text{ kg/m}^3$ ($\text{COV} = 2,7\%$). Das Material beider Hersteller unterschied sich dahingehend nur geringfügig. Im Vergleich zu den Werten in DIN EN 14080:2013 (GL28c, $\rho_{\text{mean}} = 420 \text{ kg/m}^3$) lagen die mittleren Rohdichten in beiden Fällen darüber.

- Holzfeuchte

Den wichtigsten Kennwert stellt die Erfassung der Holzfeuchteverteilungen zum Zeitpunkt der Vorbereitung der Prüfkörper (Ein-/Aufbringen der Verstärkungen) dar, da diese den Bezugspunkt für eine potentielle Rissbildung während der Klimalagerung darstellt. Die Holzfeuchten wurden dabei an allen einzelnen Prüfkörpern mithilfe elektronischer Widerstandsmessungen (Einschlaggelektroden) entsprechend Abbildung 6 ermittelt.



Beidseitige Messung in
15 / 25 / 40mm Tiefe

Je Prüfkörper 2
Lamellen (innerhalb
einer Bauteilgruppe
durchgehend ver-
schiedene Lamellen)

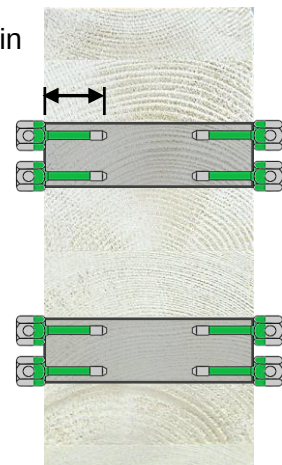


Abbildung 6: Schema zur Ermittlung der Holzfeuchten aller einzelner Prüfkörper

An jedem Prüfkörper wurden 2 Lamellen ausgewählt, an welchen jeweils von beiden Seiten Messungen in drei unterschiedlichen Tiefen 15 / 25 / 40 mm vorgenommen wurden. Innerhalb einer

Bauteilgruppe wurde darauf geachtet, dass durchgehend verschiedene Lamellen gewählt werden. Der Grund dafür liegt in der Annahme, dass die vergleichsweise kleinen Prüfkörper aus wenigen, langen Trägern herausgeschnitten wurden. Durch dieses Vorgehen ließ sich sicherstellen, dass die gebildeten Mittelwerte einer Bauteilgruppe einen repräsentativen Wert aller Lamellen über die Bauteilhöhe darstellen.

In Abbildung 7 sind die ermittelten Holzfeuchten getrennt nach Herstellern und Bauteilgruppen dargestellt. Die Prüfkörper des Herstellers A wiesen Mittelwerte von $u_0 = 10,2\% - 11,5\%$ auf, die Prüfkörper des Herstellers B Mittelwerte von $u_0 = 13,2\% - 13,6\%$. Infolge dieser Differenz unterschied sich das Schwindverhalten bei gleicher Klimalagerung, was eine herstellerspezifische Auswertung erforderlich machte.

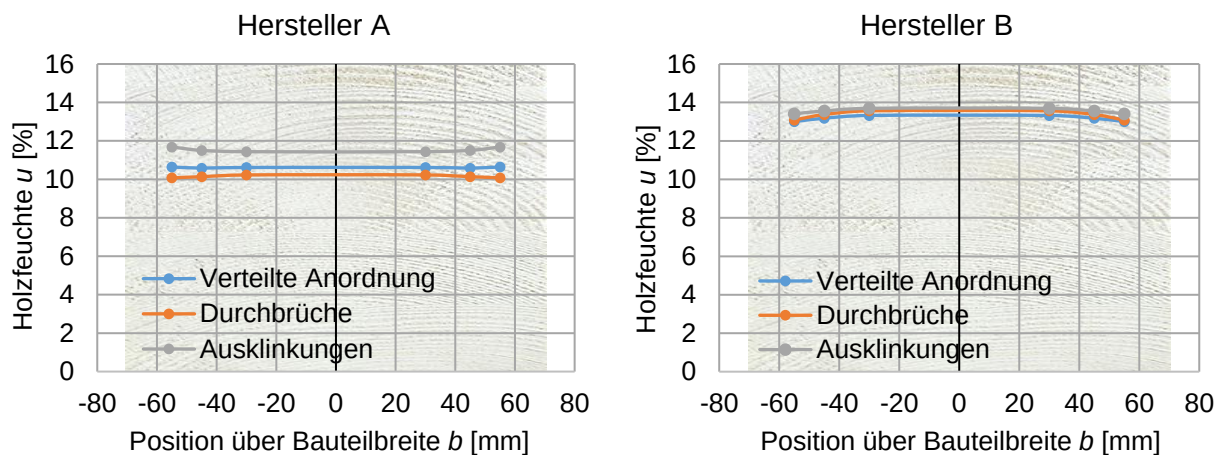


Abbildung 7: Ermittelte Holzfeuchten der Prüfkörper (Mittelwerte)

- Schubfestigkeit

Im Rahmen der Bestimmung der Resttragfähigkeiten nach der Klimalagerung war sowohl an den Trägern mit Durchbrüchen als auch an den Trägern mit Ausklinkungen mit einem Schubversagen zu rechnen. Im Hinblick auf eine mögliche Bewertung dieser erwarteten Versagensart wurden vor der Klimalagerung die Schubfestigkeiten an Prüfkörpern beider Hersteller bestimmt. Neben Trägern mit Durchbrüchen standen je Hersteller auch 3 Träger ohne Durchbrüche zur Verfügung ($b \times h = 140 \times 700$ mm, GL28c). Der Versuchsaufbau sowie die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Tabelle 3 zusammengefasst. Während bei den Trägern des Herstellers A durchgehend Schubversagen auftrat, war bei den Prüfkörpern des Herstellers B durchgehend Biegezugversagen festzustellen. Dem Biegezugversagen lässt sich eine mittlere Biegezugfestigkeit $f_{m,mean} = 34,6$ N/mm² bzw. eine charakteristische Biegezugfestigkeit $f_{m,k} = 29,2$ N/mm², bestimmt nach DIN EN 14358:2016 auf Basis einer log. Normalverteilung, zuordnen. Für die Angabe einer Schubfestigkeit kann im Fall der Träger des Herstellers B infolge des Biegezugversagens nur ein unterer Grenzwert angegeben werden. Unter Berücksichtigung dieses Umstands wurden Werte von $f_{v,mean} = 3,94$ N/mm² für Prüfkörper des Herstellers A sowie $f_{v,mean} \geq 4,32$ N/mm² für Prüfkörper des Herstellers B ermittelt.

Tabelle 3: Ermittelte Schubfestigkeiten an Trägern $b \times h = 140 \times 700 \text{ mm}$

	Prüfkörper	Hersteller A	Hersteller B
	1	268,4	$\geq 299,8$
	2	298,1	$\geq 272,1$
	3	206,1	$\geq 274,9$
	$V_{\text{mean}} [\text{kN}]$	257,5	$\geq 282,3$
	$f_{v,\text{mean}} [\text{N/mm}^2]$	3,94	$\geq 4,32$
Schubversagen Hersteller A, Nr. 2 Biegezugversagen Hersteller B, Nr. 2			

2.3.2 Steuerung der klimatischen Bedingungen

Für die Klimalagerung stand ein abgetrennter Raum am MPA Bau der TU München zur Verfügung. Die Luftfeuchte wurde zu Beginn mithilfe eines Kondensationstrockners, im späteren Verlauf mithilfe zweier Kondensationstrockner geregelt gesenkt. Die maßgebenden Kennwerte Temperatur und relative Luftfeuchte wurden durchgehend mithilfe eines Datenloggers „Hygrofox“ der Firma Scanntronik aufgezeichnet. Abbildung 8 enthält den Verlauf der stündlich aufgezeichneten Werte über den gesamten Zeitraum von 410 Tagen (25.06.2018 bis 08.08.2019).

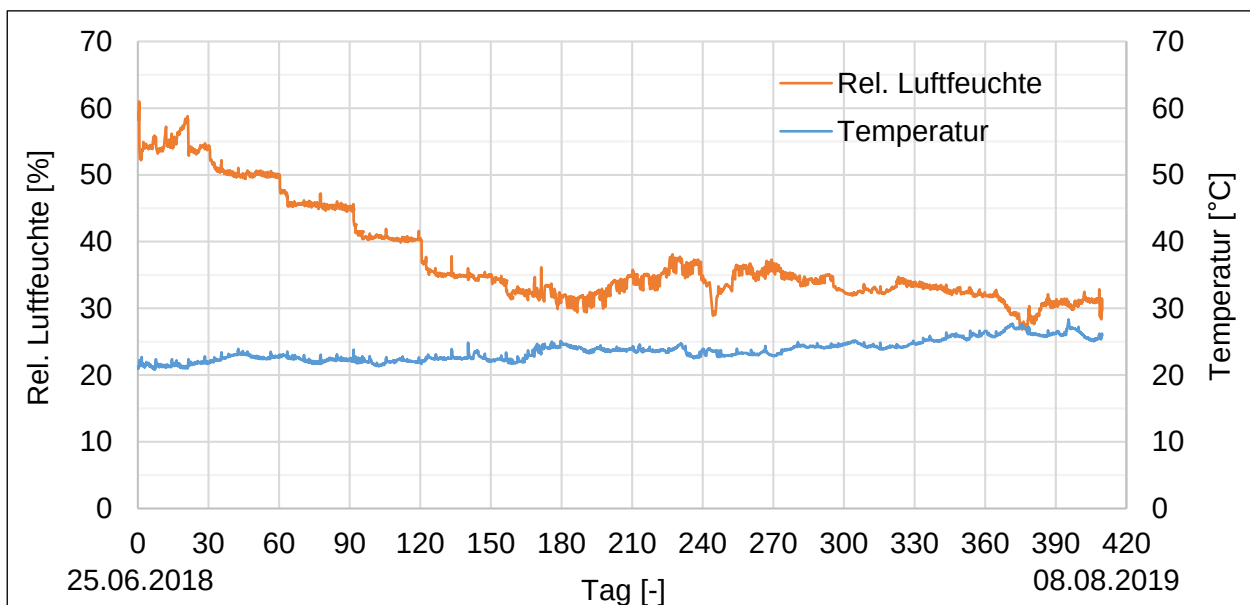


Abbildung 8: Verlauf der Kennwerte Temperatur und rel. Luftfeuchte während der Klimalagerung

Zu Beginn wurden die Prüfkörper einem langsamen Trocknungsszenario ausgesetzt, indem die rel. Luftfeuchte im monatlichen Rhythmus stufenweise mit einer Geschwindigkeit von 5% rel. Luftfeuchte pro Monat gesenkt wurde. Diese Vorgehensweise stellte einen Kompromiss zwischen der Ausbildung einer möglichst geringen Feuchtegradienten einerseits und dem verfügbaren Zeitrahmen andererseits dar. Eine geringe Feuchtegradienten deutlich unterhalb der in der Einleitung erwähnten kritischen Größe von $\approx 4\%$ - 5% sollte das Auftreten oberflächennaher Schwindrisse, welche nicht auf die Sperrwirkung der Verstärkung zurückzuführen sind, ausschließen.

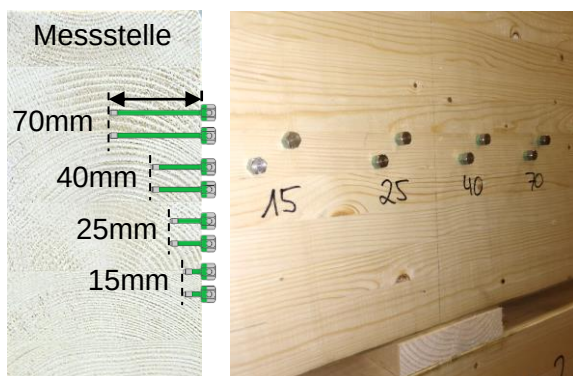
Im weiteren Verlauf bewegte sich die rel. Luftfeuchte etwa in einem Bereich 30% - 35%, wobei der untere Wert eine technische Grenze darstellte. Die Temperatur stieg im Verlauf von etwa 21°C zu Beginn auf etwa 26°C am Ende des Zeitraums an.

2.3.3 Holzfeuchteverteilungen

Um die Entwicklung der Holzfeuchteverteilungen zu erfassen, wurden im wöchentlichen Rhythmus Widerstandsmessungen mithilfe einer Gann Hydromette RTU 600 vorgenommen sowie parallel dazu Darrproben in variierendem Rhythmus ausgewertet.

Mithilfe der Widerstandsmessungen sollte sowohl die Holzfeuchteverteilung über die Querschnittsbreite als auch die Verteilung in Faserrichtung ausgehend von einem Hirnholzbereich, wie sie bei Durchbrüchen und Ausklinkungen vorliegt, erfasst werden. Die zugehörigen Anordnungen der Elektroden dieser beiden Arten von Messstellen sind in Abbildung 9 dargestellt. Von den Messstellen zur Erfassung der Verteilung über die Querschnittsbreite wurden je Hersteller 3 Stück, verteilt auf die einzelnen Bauteilgruppen, angeordnet. Von den Messstellen zur Erfassung der Verteilung in Faserrichtung wurde 1 Messstelle je Hersteller an Prüfkörpern der Bauteilgruppe "Durchbrüche" angeordnet.

Verteilung über Querschnittsbreite



Verteilung ausgehend von Hirnholzbereich

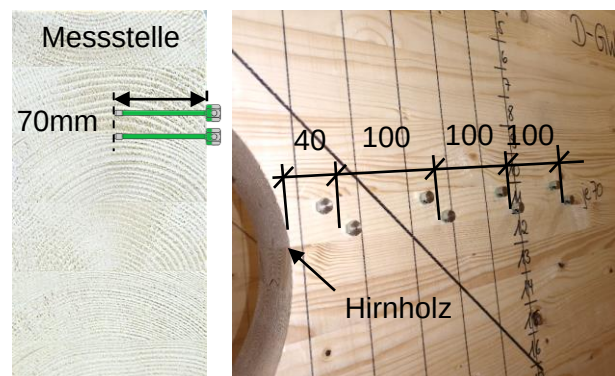


Abbildung 9: Messstellen zur Holzfeuchtemessung in Form von Widerstandsmessungen

Ergänzend zu den Widerstandsmessungen wurden im Vorfeld der Klimalagerung aus zusätzlichen, unverstärkten sowie außenliegend verstärkten Prüfkörpern beider Hersteller Darrscheiben von 4cm Dicke entnommen und entsprechend der Übersicht in Abbildung 10 vorbereitet. Die Darrscheiben wurden auf 4 Seiten (Oberseite, Unterseite, Hirnholzflächen) mit einer diffusionsdichten, selbstklebenden Aluminiumfolie der Stärke 0,1mm abgeklebt, sodass eine Feuchteabgabe nur über die beiden Seitenflächen möglich war. Während der Klimalagerung wurden fortlaufend einzelne Darrscheiben aus dem Klimaraum entnommen, mittels einer Kreissäge (Blatt-

stärke 3mm) in Streifen aufgetrennt und über Wägungen vor und nach dem Trocknen die Holzfeuchtegehalte bestimmt. Zu Beginn fand die Auswertung der Darrproben wöchentlich statt, im weiteren Verlauf wurden die Zeiträume über 2, 3 und zum Ende hin auf 4 Wochen ausgedehnt.

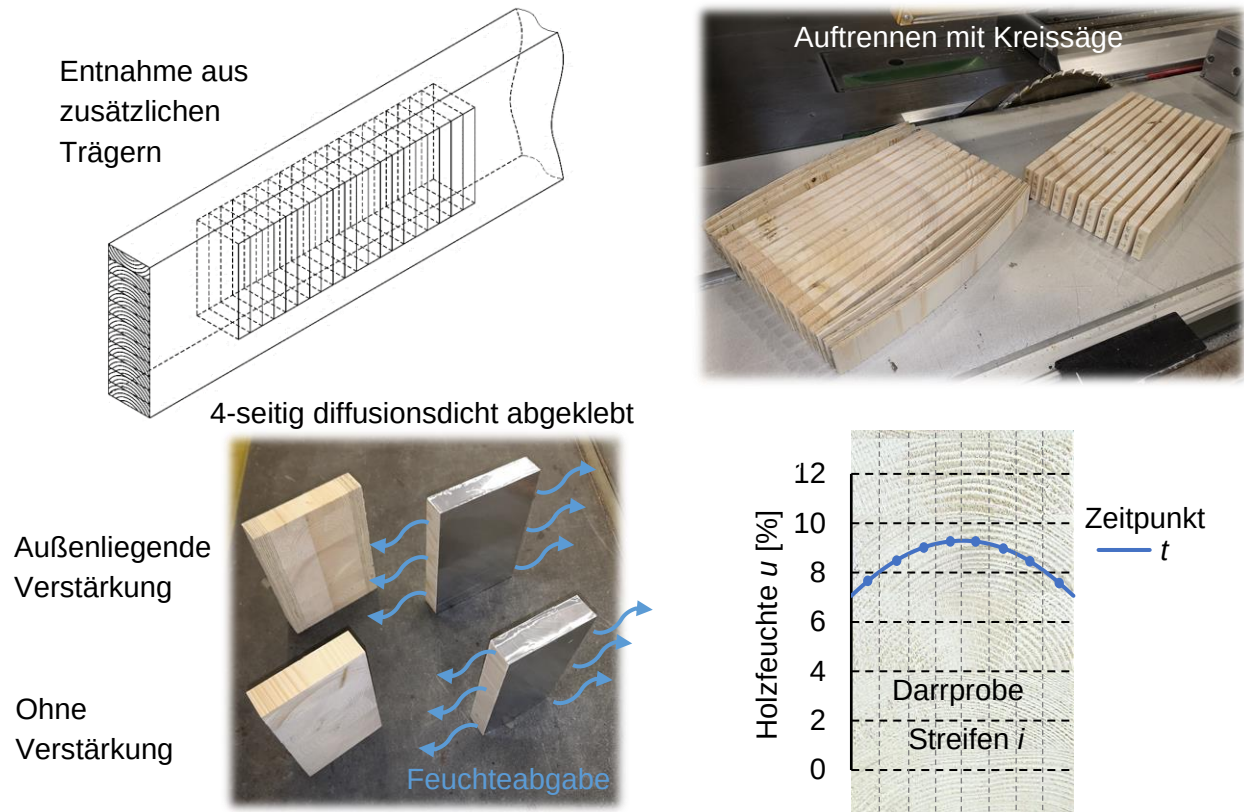


Abbildung 10: Übersicht Darrproben

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Holzfeuchtemessungen getrennt nach beiden Herstellern dargestellt und erläutert.

Zur Berücksichtigung von Langzeiteinflüssen auf die Messergebnisse wurden die gemessenen Holzfeuchten der Widerstandsmessungen in Anlehnung an Kühne & Strässler (1952) alle um 0,5% nach oben korrigiert. Die beiden Autoren stellten in Widerstandsmessungen mit Spitzenelektroden an Fichtenbrettern über eine Dauer von 80 Stunden fest, dass das Messergebnis in den ersten 24 Stunden um etwa 0,5% sank und ab dann konstant blieb. Die dargestellten Holzfeuchteverteilungen der Widerstandsmessungen bilden dabei Mittelwerte aus den 3 Messstellen ab.

Prüfkörper Hersteller A:

Abbildung 11 veranschaulicht die Ergebnisse beider Verfahren für die Prüfkörper des Herstellers A. Entsprechend des zeitlichen Verlaufs der relativen Luftfeuchte in Abbildung 8 kam es in den ersten Monaten zur Ausbildung einer Feuchtegradienten über die Querschnittsbreite und einem damit verbundenen kontinuierlichen Absinken der Holzfeuchte. Im Bereich der Monate 8 – 10 verlangsamte sich der Prozess, bevor die Holzfeuchte in den letzten Monaten nochmals spürbar gesenkt werden konnte.

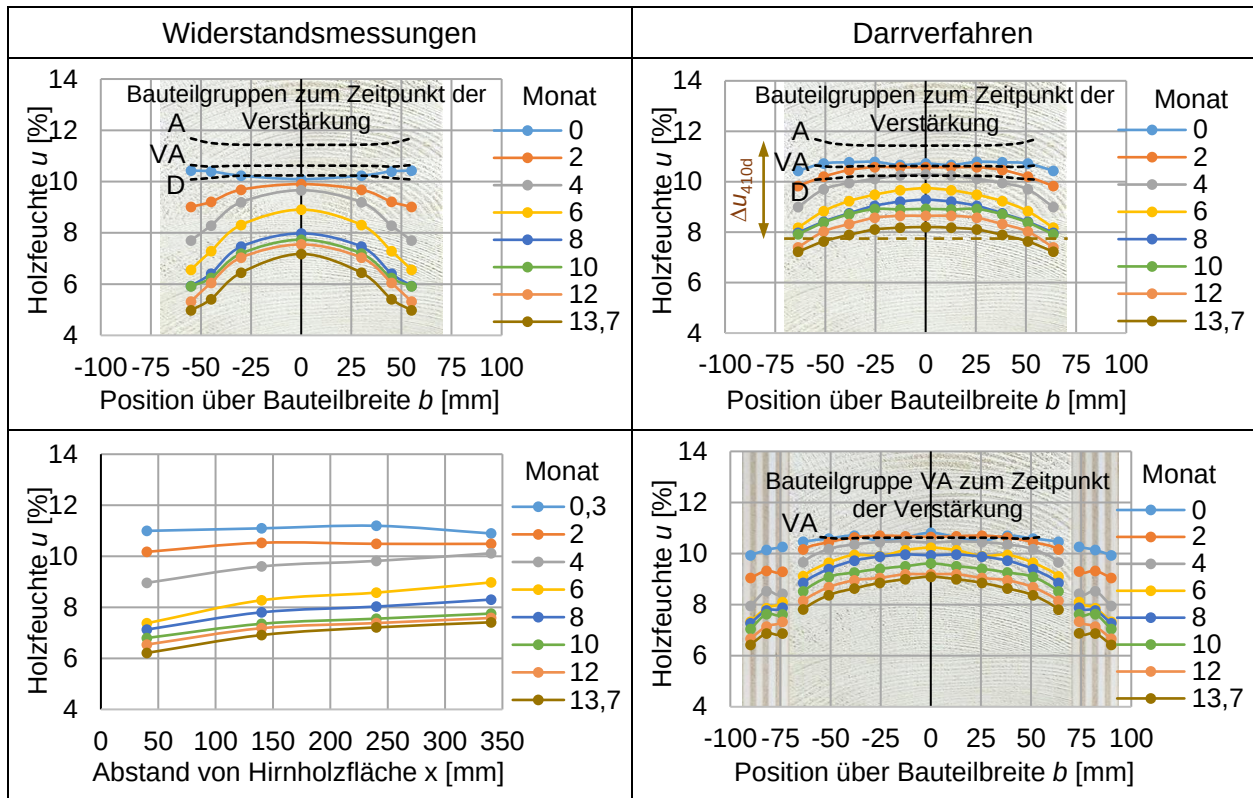


Abbildung 11: Holzfeuchteverteilungen im zeitlichen Verlauf (Prüfkörper Hersteller A)

Mit fortschreitender Klimalagerung wurden aus einem Vergleich des Darrverfahrens mit den Widerstandsmessungen kontinuierlich zunehmende Abweichungen festgestellt. Zum Ende der Klimalagerung lassen sich diese Abweichungen in Querschnittsmitte auf etwa 1 % Holzfeuchte und im Randbereich auf etwa 2 % Holzfeuchte beziffern. Um grundsätzliche Fehlerquellen auszuschließen, verglich Pommer (2019) in einer projektbegleitenden Studienarbeit unter anderem diese zwei Verfahren. Dabei wurden Darrscheiben aus noch vorhandenem Material des Herstellers A herausgeschnitten und in 2 verschiedenen Klimata (Normalklima 20°C, 65% RH sowie "Trockenklimate" 27°C, 33% RH) bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte gelagert. Die beiden Klimata entsprechen in etwa den Bedingungen zu Beginn und gegen Ende der Langzeitversuche, siehe Abbildung 8. Für die Widerstandsmessungen kam dieselbe Messtechnik zum Einsatz wie für die Messungen im Rahmen des Forschungsvorhabens. Die Untersuchung kam bei den in Normalklima gelagerten Darrscheiben zum Ergebnis, dass die mithilfe der Widerstandsmessungen ermittelten Holzfeuchten von dem Darrverfahren um nicht mehr als $\pm 0,5\%$ Holzfeuchte abweichen und sich damit im vom Hersteller angegebenen Genauigkeitsbereich bewegen. Bei den im "Trockenklimate" gelagerten Darrscheiben lieferte das Widerstandsmessverfahren um 1,5 % - 2 % Holzfeuchte niedrigere Werte im Vergleich zum Darrverfahren. Dieses Verhalten spiegelt die Ergebnisse in Abbildung 11 wider, sodass grundsätzliche Fehlerquellen ausgeschlossen werden können. Als Konsequenz der dargestellten Abweichungen wurden für alle weiteren Auswertungen ausschließlich die Ergebnisse der Darrproben weiterverwendet.

Hinsichtlich der Holzfeuchteverteilungen in Faserrichtung in der Umgebung eines Hirnholzbereichs bildete sich mit fortschreitendem Trocknungsprozess über die gemessene Länge ein Gefälle in Höhe von $\Delta u \approx 1,5\% - 2\%$ in Richtung der Hirnholzfläche aus. Die Holzfeuchten an der Hirnholzfläche erreichen dabei ähnliche Werte wie im Randbereich der Verteilung über die Querschnittsbreite. Infolgedessen stellt sich im Hirnholzbereich eine räumliche Verteilung ein, d.h. es treten dort zu einem früheren Zeitpunkt größere Holzfeuchtedifferenzen auf.

Aus einem Vergleich der Darrproben mit und ohne außenliegender Verstärkung ist ersichtlich, dass im innenliegenden Brettschichtholzquerschnitt eine im Vergleich zu den unverstärkten Prüfkörpern gedämpfte Feuchteabnahme mit einer geringeren Differenzfeuchte am Ende der Klimalagerung stattgefunden hat.

Auf Grundlage der Ergebnisse der Darrproben ergeben sich unter Berücksichtigung der Ausgangsfeuchten u_0 nach Abschnitt 2.3.1 zum Ende der Klimalagerung für die einzelnen Bauteilgruppen Feuchtedifferenzen Δu_{410d} entsprechend Tabelle 4. Die angegebene Feuchtedifferenz Δu_{410d} beschreibt dabei die Differenz zwischen der Ausgangsholzfeuchte u_0 der jeweiligen Bauteilgruppe und der nach 410 Tagen über die Querschnittsbreite gemittelten Holzfeuchte entsprechend der Ergebnisse der Darrproben, siehe Abbildung 11. Demnach lagen bei den Prüfkörpern des Herstellers A zum Abschluss der Klimalagerung Feuchtedifferenzen $\Delta u_{410d} = 2,0\%$ (vollflächig außenliegende Verstärkung) bzw. $\Delta u_{410d} = 2,4\% - 3,7\%$ (keine außenliegende Verstärkung) vor.

Tabelle 4: Ausgangsholzfeuchten u_0 sowie Differenzfeuchten Δu_{410d} am Ende der Klimalagerung [%]

Bauteilgruppe	Hersteller A		Hersteller B	
	u_0	Δu_{410d}	u_0	Δu_{410d}
Verteilte Anordnung (keine außenl. Verstärkung)	10,6	2,8	13,2	5,1
Verteilte Anordnung (vollfl. außenl. Verstärkung)	10,6	2,0	13,2	3,8
Durchbrüche	10,2	2,4	13,4	5,3
Ausklinkungen	11,5	3,7	13,6	5,5

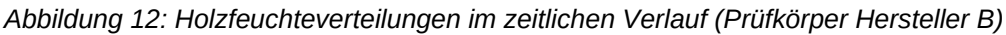
Die maximale Feuchtegradienten trat entsprechend den Ergebnissen der Darrproben nach rund 6 Monaten auf und bewegte sich mit einer Größe von $\approx 1,9\%$ deutlich unter der kritischen Größe von $\approx 4\% - 5\%$.

Prüfkörper Hersteller B

Abbildung 12 veranschaulicht die Ergebnisse beider Verfahren für die Prüfkörper des Herstellers B.

Bei dem Darrverfahren fällt auf, dass von Beginn an eine Differenz zu den gemessenen Ausgangsfeuchten zum Zeitpunkt der Vorbereitung der Prüfkörper im Vorfeld der Klimaversuche vorlag. Mögliche Ursachen hierfür könnten zum einen eine Streuung der Holzfeuchten zwischen den zusätzlich vorgesehenen Trägern für die Darrproben und den eigentlichen Prüfkörpern sein oder aber ein Einfluss bei der Vorbereitung der Darrscheiben. Die Vorbereitung in Form der Arbeitsschritte Auftrennen, Beschriften und Abkleben mit Aluminiumfolie fand bei Umgebungsbedingungen in Normalklima statt. Möglicherweise hat diese Zeitspanne bereits ausgereicht, dass sich über das Hirnholz der Darrscheiben die entsprechende Ausgleichsfeuchte eingestellt hat.

Wie bei den Holzfeuchteverteilungen des Herstellers A zeigt sich, dass die Widerstandsmessungen zum Ende hin niedrigere Werte liefern als das Darrverfahren, die Abweichungen sind hier allerdings geringer. Um konform zum Vorgehen bei den Prüfkörpern des Herstellers A zu bleiben, wurde entschieden, auch hier die Ergebnisse der Darrproben als Grundlage für alle weiteren Auswertungen zu verwenden. Infolge der vorab beschriebenen Differenz zu Beginn der Klimalagerung wurde jedoch in den ersten 4 - 5 Monaten auf die Ergebnisse der Widerstandsmessungen zurückgegriffen, ab dann wurden die Ergebnisse der Darrproben herangezogen.



In Bezug auf die Holzfeuchteverteilungen in Faserrichtung in der Umgebung eines Hirnholzbereichs bildete sich hier ein ausgeprägteres Feuchtegefälle in Höhe von $\Delta u \approx 2,5\% - 3\%$ in Richtung der Hirnholzfläche aus.

Wie bei den Prüfkörpern des Herstellers A trat die maximale Feuchtegradienten entsprechend den Ergebnissen der Darrproben nach rund 6 Monaten auf und bewegte sich mit einer Größe von $\approx 2,7\%$ ebenfalls deutlich unter der kritischen Größe von $\approx 4\% - 5\%$. Das Ziel, das Auftreten oberflächennaher Schwindrisse infolge einer übermäßig ausgeprägten Feuchtegradienten zu vermeiden, wurde damit erreicht.

Zur Dokumentation und Auswertung der Rissbildung wurden im Vorfeld alle Prüfkörper in den maßgebenden Bereichen mit einem Raster entsprechend Abbildung 13 versehen. Dieses setzt sich über die Prüfkörperhöhe aus einer fortlaufenden Lamellennummerierung und über die Prüfkörperlänge aus einer Skala, die den Abstand in cm bezüglich der Prüfkörpermitte angibt, zusammen. Mithilfe dieses Rasters wurden alle auftretenden Risse im wöchentlichen Rhythmus hinsichtlich des Zeitpunkts bei erstmaligem Erkennen sowie hinsichtlich ihrer Anzahl, Position und

Ausmaße dokumentiert. Die aufgenommenen Rissbilder aller einzelnen Prüfkörper sind in Anhang A zusammengestellt und können aus den dort gegebenen Darstellungen im Detail nachvollzogen werden.

Hinsichtlich der Rissbreiten wurde eine Kategorisierung in 4 Gruppen unternommen: $< 0,25\text{ mm}$; $0,25\text{ mm}$ bis $0,5\text{ mm}$; $0,5\text{ mm}$ bis 1 mm ; $> 1\text{ mm}$. Es wird darauf hingewiesen, dass sich diese Angaben ausschließlich auf den Zeitpunkt des erstmaligen Erkennens beziehen. Mit voranschreitender Trocknung öffneten sich die vorliegenden Risse kontinuierlich. Eine Vermessung der Rissbreiten im zeitlichen Verlauf wurde unterlassen, da ansonsten jeder vorliegende Riss jede Woche hätte neu vermessen werden müssen, was angesichts der untersuchten Prüfkörperanzahl einen unverhältnismäßigen Aufwand bedeutet hätte. Die unterschiedliche Farbwahl bei der Dokumentation der Risse dient lediglich der Unterscheidbarkeit von mehreren in Faserrichtung hintereinander folgenden Rissen zu verschiedenen Zeitpunkten.

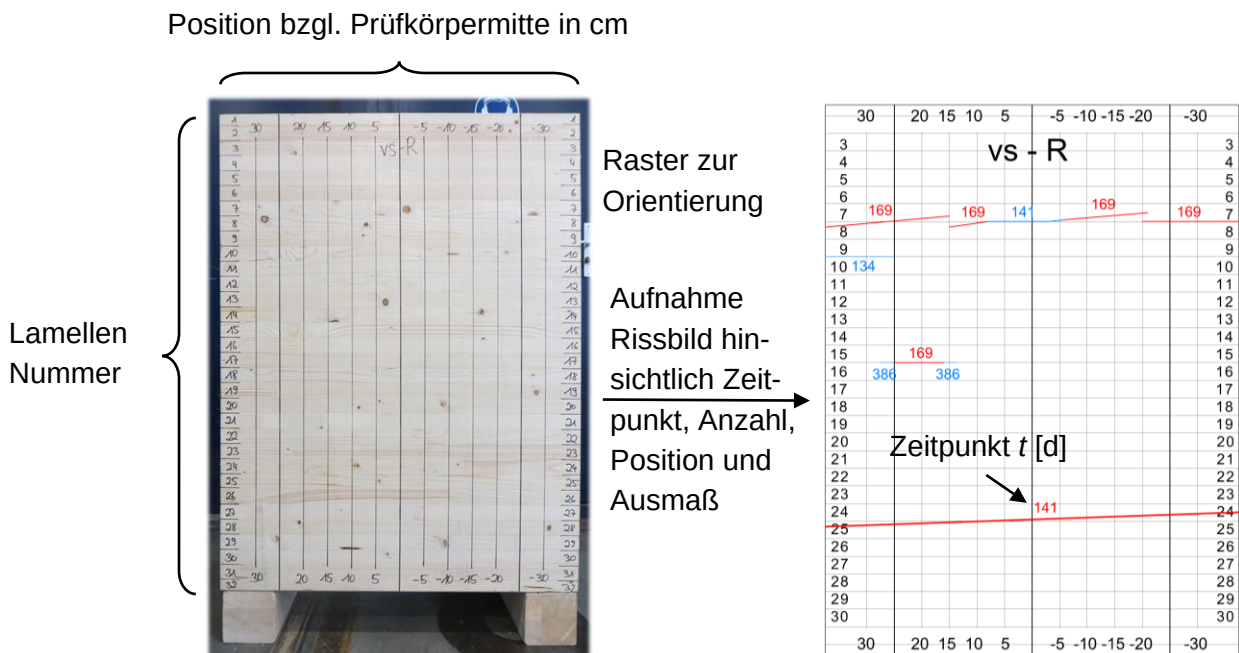


Abbildung 13: Dokumentation der Rissbildung beispielhaft an der Rückseite eines Prüfkörpers

Im Folgenden werden die Auswertungen der wesentlichen Rissbildungen getrennt nach den drei Bauteilgruppen dargestellt. Dies erfolgt für jede Bauteilgruppe in Form einer tabellarischen Zusammenstellung, einem Diagramm sowie zur Nachvollziehbarkeit in Form von Bildern zur Riss-situation aller betroffener Prüfkörper. Die angegebene Feuchtedifferenz Δu_t beschreibt dabei die Differenz zwischen der Ausgangsholzfeuchte u_0 der jeweiligen Bauteilgruppe und der zum jeweiligen Zeitpunkt t über die Querschnittsbreite gemittelten Holzfeuchte entsprechend der Ergebnisse der Darrproben, siehe Abbildung 11 sowie Abbildung 12.

Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen":

Die Ergebnisse der Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen" sind in Tabelle 5, Abbildung 14 sowie Tabelle 6 dargestellt.

Während die Rissentwicklung in Konfigurationen mit innenliegender Verstärkung an den Seitenflächen auftrat, war bei vollflächig außenliegender angeordneter Verstärkung eine Entwicklung von der Mitte der Querschnittsbreite aus zu beobachten, siehe Tabelle 6. Außenliegend streifenförmig

verstärkte Konfigurationen zeigten Risse an den Seitenflächen, direkt neben dem Furnierschichtholzstreifen beginnend. An einem Prüfkörper dieser Konfiguration war durch das Auftrennen nach der Klimalagerung auch unter dem Furnierschichtholzstreifen im Querschnittsinneren ein Riss sichtbar. Welche Stelle dabei zuerst gerissen ist, kann nicht beantwortet werden, da während der Klimalagerung nur die Seitenflächen zugänglich waren.

Im Rahmen der Auswertung wurden Mittelwerte nur dann angegeben, falls in einer Konfiguration beide Prüfkörper eines Herstellers gleichzeitig Risse aufwiesen. Aus Abbildung 14 ist ersichtlich, dass sich das Verhalten zwischen den Prüfkörpern der beiden Hersteller grundlegend unterscheidet. Während an Prüfkörpern des Herstellers A nur in einer verstärkten Konfiguration (vollflächig außenliegend verstärkt) ein Riss auftrat, waren an den Prüfkörpern von Hersteller B in allen verstärkten Konfigurationen Risse aufgetreten.

Tabelle 5: Ergebnisse Rissbildung Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen" (nur Prüfkörper mit Rissen)

Prüfkörper	Zeitpunkt t [d] Riss	u_0 [%]	Δu_t [%]
VA - GWS - 1 - 45° - 750 - 3	386	13,2	4,9
VA - GWS - 1 - 45° - 750 - 4	148	13,2	3,2
VA - GWS - 1 - 90° - 750 - 3	141	13,2	3,0
VA - GWS - 1 - 90° - 750 - 4	386	13,2	4,9
VA - GWS - 1 - 45° - 250 - 3	197	13,2	3,7
VA - GWS - 1 - 45° - 250 - 4	246	13,2	3,9
VA - GWS - 1 - 90° - 250 - 3	141	13,2	3,0
VA - GWS - 1 - 90° - 250 - 4	134	13,2	2,9
VA - FSH - 2 - 90° - 750 - 3	170	13,2	3,5
VA - FSH - 2 - 90° - 750 - 4	400	13,2	5,0
VA - FSH - 2 - 90° - voll - 1	400	10,6	2,0
VA - FSH - 2 - 90° - voll - 4	389	13,2	3,6

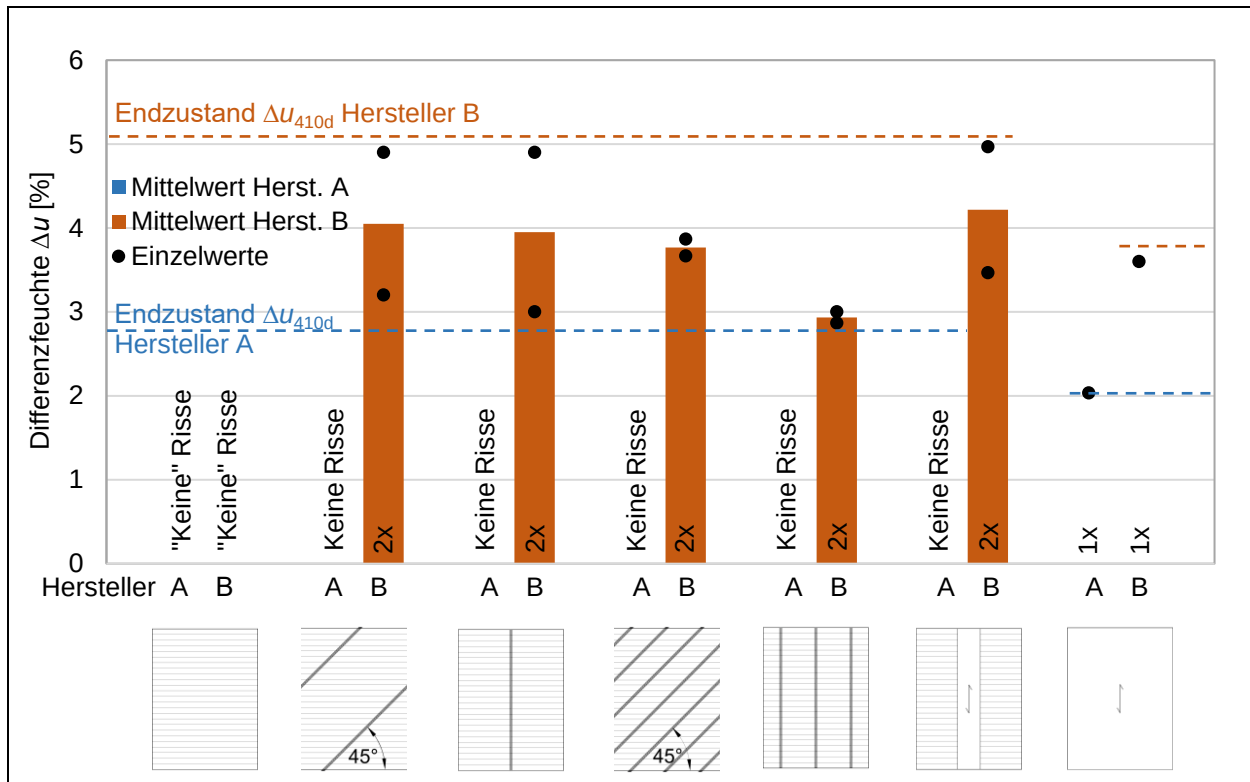


Abbildung 14: Differenzfeuchten Δu bei Rissbildung der Bauteilgruppe „Verteilte Anordnungen“

Die kritische Differenzfeuchte Δu (über Querschnittsbreite gemittelt) bewegt sich unter Berücksichtigung aller Konfigurationen mit Mittelwerten (2 Prüfkörper mit Rissen) in einer Bandbreite $\Delta u = 2,9\% - 4,2\%$ (Mittelwerte) bzw. $\Delta u = 2,9\% - 5,0\%$ (Einzelwerte). Die ermittelte Untergrenze deckt sich mit Ergebnissen von Untersuchungen an verstärkten Brettschichtholzbauteilen nach Dietsch (2017). Bei vollflächig außenliegender Verstärkung kann keine genaue Angabe gemacht werden, da jeweils nur 1 Prüfkörper der beiden Hersteller Risse aufwies. Würde man die beiden Einzelergebnisse mitteln, würde $\Delta u = 2,8\%$ eine Untergrenze für diese Konfiguration darstellen, da die anderen beiden, noch nicht gerissenen Prüfkörper höhere Differenzfeuchten liefern würden. Ebenfalls in den Diagrammen eingetragen sind die zum Ende der Klimalagerung erreichten Differenzfeuchten Δu_{410d} entsprechend Tabelle 4. Es ist ersichtlich, dass sich die Differenzfeuchte der Prüfkörper des Herstellers A ($\Delta u_{410d} = 2,8\%$) nur geringfügig unterhalb der vorhin genannten Bandbreite der kritischen Differenzfeuchte bewegt. Dementsprechend kann die Vermutung aufgestellt werden, dass bei weiter voranschreitender Trocknung zumindest bei der Konfiguration "innenliegende Verstärkung, $\alpha = 90^\circ$, $a_1 = 250\text{mm}$ " mit einer baldigen Rissbildung zu rechnen gewesen wäre.

Ein Vergleich der Ergebnisse bei unterschiedlichen Neigungen α deutet an, dass eine geneigte Anordnung einen geringeren Sperreffekt bedingt als eine Anordnung senkrecht zur Faser. Bei größerem Abstand a_1 erscheint der Unterschied geringer als bei einem höheren Verstärkungsgrad mit geringerem Abstand. Die Ergebnisse der Konfigurationen "außenliegende Verstärkung, streifenförmig, $a_1 = 750\text{mm}$ " und "innenliegende Verstärkung, $\alpha = 90^\circ$, $a_1 = 750\text{mm}$ " liegen in einem ähnlichen Bereich.

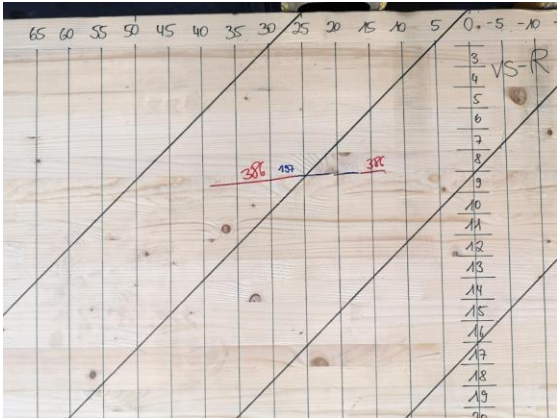
Ganz so eindeutig, wie oben dargestellt, sind die Ergebnisse jedoch nicht. Die Bewertung, ab wann ein Prüfkörper als gerissen eingestuft wird, unterliegt einem teils mehr teils weniger ausgeprägtem Interpretationsspielraum, was eine Betrachtung der Bilder zu den Rissituationen in Tabelle 6 zeigt.

Vergleichsweise klar sind die Ergebnisse aller unter $\alpha = 90^\circ$ verstärkter Konfigurationen. Mit Ausnahme der außenliegenden Verstärkungen wiesen die zum frühesten Zeitpunkt erkennbaren Risse sofort große Ausmaße (Längen, Breiten und Tiefen) auf, sodass die Angabe einer Differenzfeuchte über die zeitliche Zuordnung in diesen Fällen eindeutig war (siehe hierzu auch die detaillierten Aufnahmen in Anhang A). Nach 410 Tagen erstrecken sich diese Risse etwa über die halbe Querschnittsbreite. Aus den Bildern ist jedoch auch ersichtlich, dass dieses Verhalten stark von der lokalen Holzstruktur beeinflusst wird, denn diese ausgeprägten Risse waren immer in Lamellen mit Mark zu finden, mit direktem Rissverlauf zum Mark.

Anders stellt sich die Situation in den beiden geneigten Konfigurationen ($\alpha = 45^\circ$, $a_1 = 750\text{mm}/250\text{mm}$) dar. Bei diesen 4 Prüfkörpern des Hersteller B waren bereits im Bereich 85 – 115 Tagen an mehreren Stellen feine, oberflächennahe Risse $< 0,25\text{mm}$ zu erkennen. Eine Verwendung dieser Zeitpunkte zur Ermittlung von Differenzfeuchten würde jedoch zu widersinnigen Ergebnissen führen. Daher wurde entschieden, grundsätzlich nur Risse bei erstmaligem Erkennen $> 0,25\text{mm}$ für die Auswertung heranzuziehen. Dies ist auch der Grund, warum bei den unverstärkten Prüfkörpern "Keine" Risse angegeben ist, denn auch hier lagen an mehreren Stellen feine, oberflächennahe Risse $< 0,25\text{mm}$ vor. Vergleichbar große Risse über die gesamte Prüfkörperlänge wie bei den vorher genannten Beispielen unter $\alpha = 90^\circ$ traten in den vier geneigten Fällen des Herstellers B bis zum Ende der Klimalagerung nur im Prüfkörper VA-GWS-1-45°-250-4 nach 386 bzw. 410 Tagen auf. Würde man auch im Fall der geneigten Verstärkung das Kriterium ansetzen, dass sich ein Riss über die gesamte Bauteillänge erstreckt, würden sich in den geneigten Fällen höhere Differenzfeuchten als oben dargestellt ergeben (in der Konfiguration $\alpha = 45^\circ$, $a_1 = 750\text{mm}$ $\Delta u > \Delta u_{410d}$). Auch aufgrund dieses möglichen Interpretationsspielraums wurden alle vorliegenden Rissaufnahmen im Anhang A beigelegt. Inwieweit die Prüfkörperlänge auf die Fragestellung, ob sich ein lokal auftretender Anriss sofort über die gesamte Bauteillänge ausbreitet oder nicht, eine Rolle spielt, kann nicht beantwortet werden. Tatsache ist jedoch, dass die Prüfkörper der geneigten Anordnungen bedingt durch die Neigung die dreifache Länge der Anordnungen unter $\alpha = 90^\circ$ aufwiesen.

Tabelle 6: Bilder gerissener Prüfkörper der Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen" nach 410 Tagen

VA-GWS-1-45°-750-3		
VA-GWS-1-45°-750-4		
VA-GWS-1-90°-750-3		
VA-GWS-1-90°-750-4		

VA-GWS-1-45°-250-3		
VA-GWS-1-45°-250-4		
VA-GWS-1-90°-250-3		
VA-GWS-1-90°-250-4		

VA-FSH-2-90°-750-3		 Im Inneren Riss erkennbar
VA-FSH-2-90°-750-4		
VA-FSH-2-90°-voll-1		 Im Inneren kein Riss erkennbar
VA-FSH-2-90°-voll-4		 Im Inneren kein Riss erkennbar

Bauteilgruppe „Durchbrüche“:

Die Ergebnisse der Bauteilgruppe „Durchbrüche“ sind in Tabelle 7, Abbildung 15 sowie Tabelle 8 dargestellt.

Tabelle 7: Ergebnisse Rissbildung Bauteilgruppe „Durchbrüche“ (nur Prüfkörper mit Rissen)

Prüfkörper	Zeitpunkt t [d] Riss	u_0 [%]	Δu_i [%]
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 1	386	10,2	2,3
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 3	170	13,4	3,7
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 4	127	13,4	3,0
D - GWS - 1 - 45° - 40 - 3	127	13,4	3,0
D - FSH - 2 - 90° - _ - 1	386	10,2	2,3
D - FSH - 2 - 90° - _ - 3	141	13,4	3,2
D - FSH - 2 - 90° - _ - 4	162	13,4	3,6

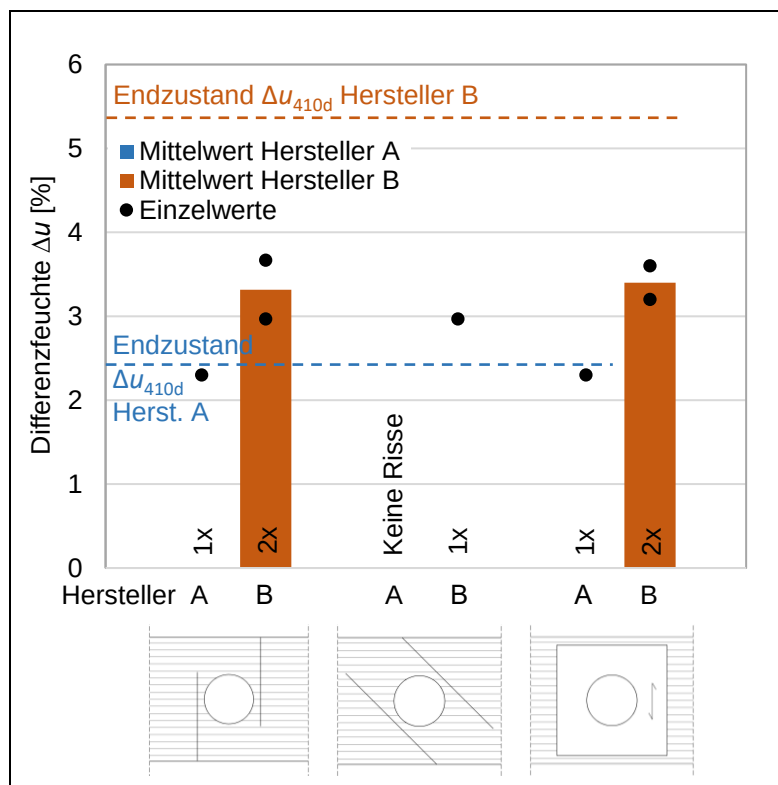


Abbildung 15: Differenzfeuchten Δu bei Rissbildung der Bauteilgruppe „Durchbrüche“

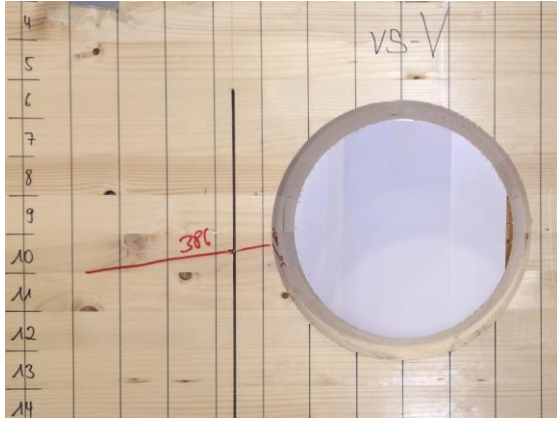
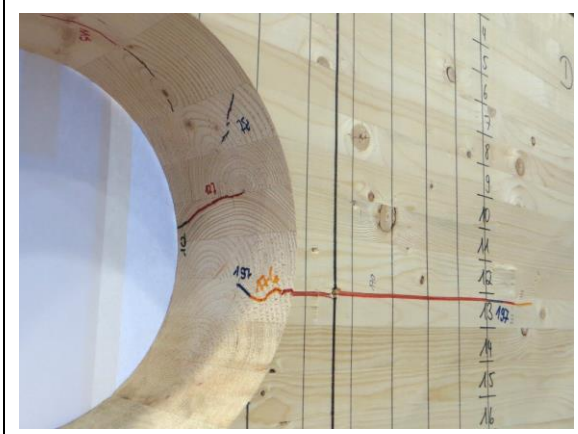
Die Rissentwicklung bei der Bauteilgruppe „Durchbrüche“ unterscheidet sich von der Bauteilgruppe „Verteilte Anordnungen“ dadurch, dass diese vom Hirnholz her beginnt, meist dem Jahrringverlauf folgt oder sich bei Vorhandensein des Marks davon ausgehend entwickelt, siehe Tabelle 8.

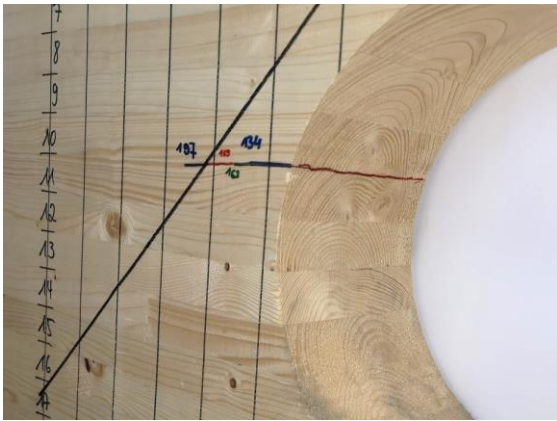
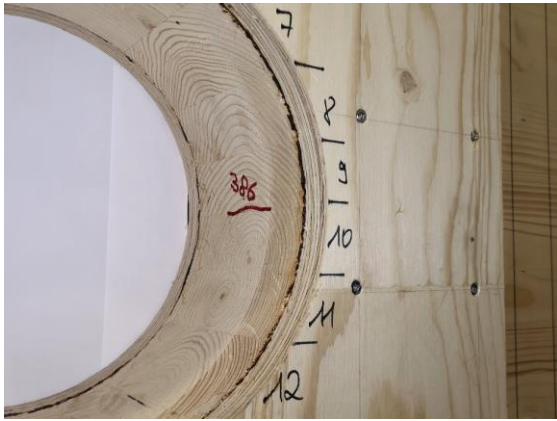
Aus Abbildung 15 ist ablesbar, dass auch bei dieser Bauteilgruppe an Prüfkörpern des Herstellers B häufiger Risse auftraten, vornehmlich an den unter $\alpha = 90^\circ$ innen-/außenliegend verstärkten Prüfkörpern. Die Mittelwerte dieser beiden Konfigurationen bewegen sich in einem Bereich $\Delta u = 3,3\% - 3,4\%$. Bei dem gerissenen Prüfkörper des Herstellers B mit geneigter Anordnung dürfte es sich eher um einen Ausreißer handeln. Zum einen weist dieser im Gegensatz zu den anderen gerissenen Prüfkörpern ein glattes Bruchbild im Bereich der Klebefuge auf, zum anderen

deutet die sich ergebende sehr hohe Streuung durch den am Ende der Klimalagerung noch nicht gerissenen anderen Prüfkörper darauf hin. Selbst unter Berücksichtigung dieses Werts wird die geneigte Anordnung zu höheren mittleren Differenzfeuchten führen, d.h. eine geneigte Anordnung weist auch bei Durchbrüchen einen geringeren Sperreffekt auf.

Bei Hersteller A traten Risse an jeweils einem Prüfkörper der unter $\alpha = 90^\circ$ innen-/außenliegend verstärkten Konfigurationen auf. Auch hier deutet sich an, dass eine geneigte Anordnung der Verstärkung einen geringeren Sperreffekt hervorruft, wenngleich die Aussagekraft infolge jeweils nur eines kurz vor Ende der Klimalagerung gerissenen Prüfkörpers eingeschränkt ist.

Tabelle 8: Bilder gerissener Prüfkörper der Bauteilgruppe "Durchbrüche" nach 410 Tagen

D-GWS-1-90°-40-1		
D-GWS-1-90°-40-3		
D-GWS-1-90°-40-4		

D-GWS-1-45°-40-3		
D-FSH-2-90°-_-1		
D-FSH-2-90°-_-3		
D-FSH-2-90°-_-4		

Bauteilgruppe „Ausklinkungen“:

Die Ergebnisse der Bauteilgruppe „Ausklinkungen“ sind in Tabelle 9, Abbildung 16 sowie Tabelle 10 dargestellt.

Tabelle 9: Ergebnisse der Bauteilgruppe „Ausklinkungen“ (nur Prüfkörper mit Rissen)

Prüfkörper	Zeitpunkt t [d] Riss	u_0 [%]	Δu_t [%]
A - VGS - 2 - 90° - 65 - 4	141	13,6	3,4
D - FSH - 2 - 90° - _ - 3	386	13,6	5,3
D - FSH - 2 - 90° - _ - 4	386	13,6	5,3

Die Rissentwicklung trat sowohl an den Seitenflächen als auch im Hirnholzbereich auf, siehe Tabelle 10. Die Auswertung zeigt, dass nur in der außenliegend verstärkten Konfiguration des Herstellers B an beiden Prüfkörpern gleichzeitig Risse auftraten. Der Mittelwert dafür fällt mit $\Delta u = 5,3\%$ vergleichsweise hoch aus. Dass bei dieser kleineren Trägerhöhe generell eine höhere Differenzfeuchte erwartet werden kann, sieht man auch daran, dass bei der geneigten Konfiguration bis zum Ende der Klimalagerung ($\Delta u_{410d} = 5,5\%$) keine nennenswerten Risse auftraten und bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ nur an einem Prüfkörper des Herstellers B, am zweiten Prüfkörper bis zum Ende der Klimalagerung jedoch keine Risse vorlagen. Eine Quantifizierung des Unterschieds zwischen geneigter und nicht geneigter Anordnung ist aus den vorliegenden Ergebnissen nicht möglich.

Die beiden Prüfkörper des Herstellers A mit innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ blieben ohne Wertung, da sich bei diesen von Beginn an eine ausgeprägte Rissbildung zeigte, allerdings in Bereichen, in denen es nicht zu erwarten war, siehe Anhang A. Beispielsweise bereits nach 28 Tagen auf der unverstärkten Trägerseite, im Bereich der oberen Randlamellen oder generell in Trägerbereichen ohne Verstärkung.

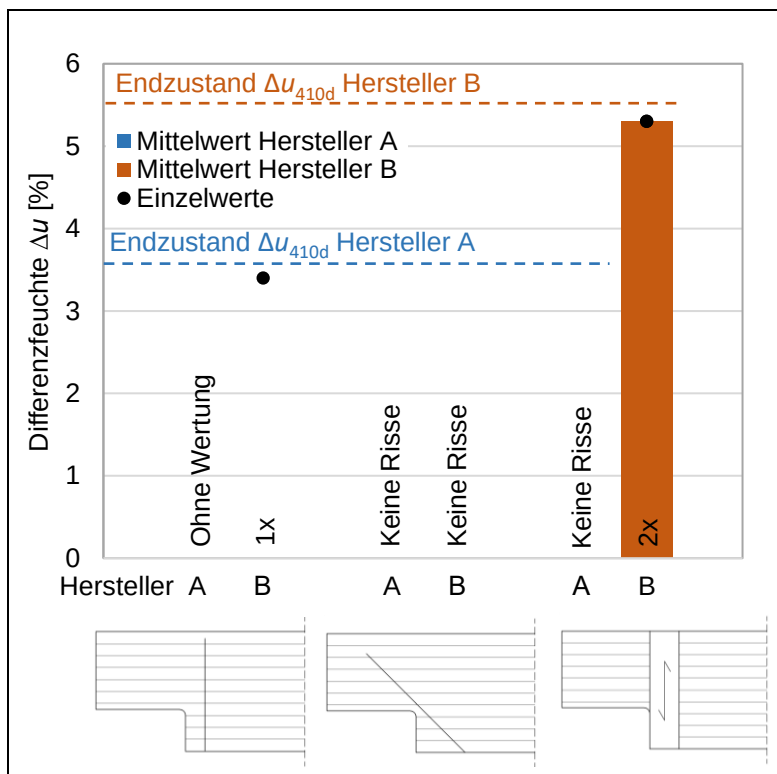


Abbildung 16: Differenzfeuchten Δu bei Rissbildung der Bauteilgruppe „Ausklinkungen“

Tabelle 10: Bilder gerissener Prüfkörper der Bauteilgruppe "Ausklinkungen" nach 410 Tagen

A-VGS-2-90°-65-4		
A-FSH-2-90°-_-3		
A-FSH-2-90°-_-4		

2.3.5 Schwindverformungen

Ebenfalls im wöchentlichen Rhythmus erfasst und ausgewertet wurden Schwindverformungen ausgewählter Prüfkörper der Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen" entsprechend dem in Abbildung 17 dargestelltem Grundprinzip. Die Prüfkörperhöhen wurden mithilfe eines digitalen Messschiebers (Messbereich 1000mm, Genauigkeit 0,07mm) zwischen den Ober- und Unterkanten in definierten Abständen zu den Verstärkungen entlang der Prüfkörperlängsrichtung im zeitlichen Verlauf aufgenommen. Es wurde darauf geachtet, dass der Messschnabel im Randbereich ≈ 20 mm anliegt. Im Fall einer außenliegenden, vollflächigen bzw. streifenförmigen Verstärkung

wurde der Messschnabel am Furnierschichtholz angesetzt, neben dem Streifen dann wieder am Brettschichtholz. Die Messungen erfolgten grundsätzlich sowohl auf der Vorder- als auch auf der Rückseite mit anschließender Mittelung der Werte. Je Hersteller wurde ein Prüfkörper je Konfiguration ausgewählt, d.h. in Summe 2x7 Prüfkörper.

Messstellen in definierter Entfernung

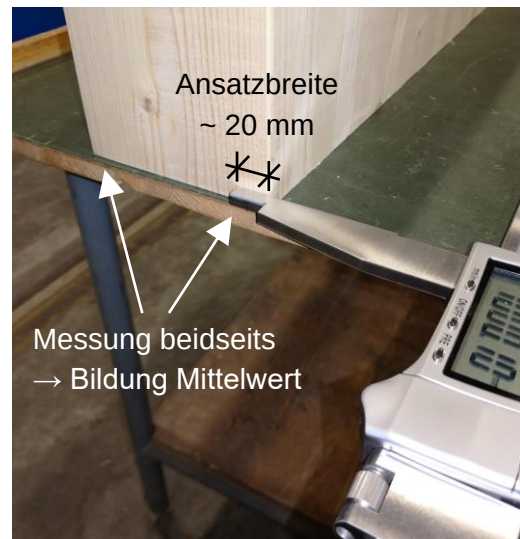
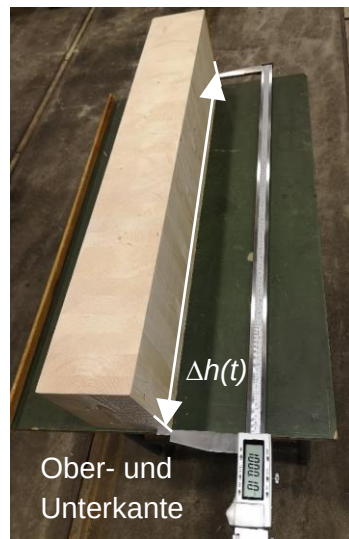
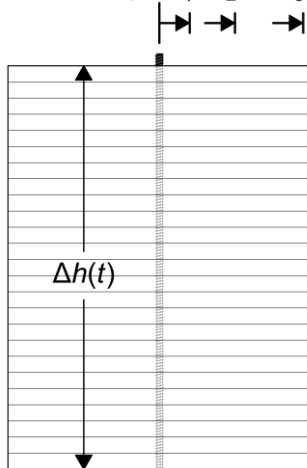


Abbildung 17: Messung der Schwindverformungen zwischen Prüfkörperober- und Prüfkörperunterkante

In Abbildung 18 sowie Abbildung 19 sind die ermittelten Schwindverformungen von Prüfkörpern beider Hersteller A und B aller Konfigurationen im zeitlichen Verlauf dargestellt.

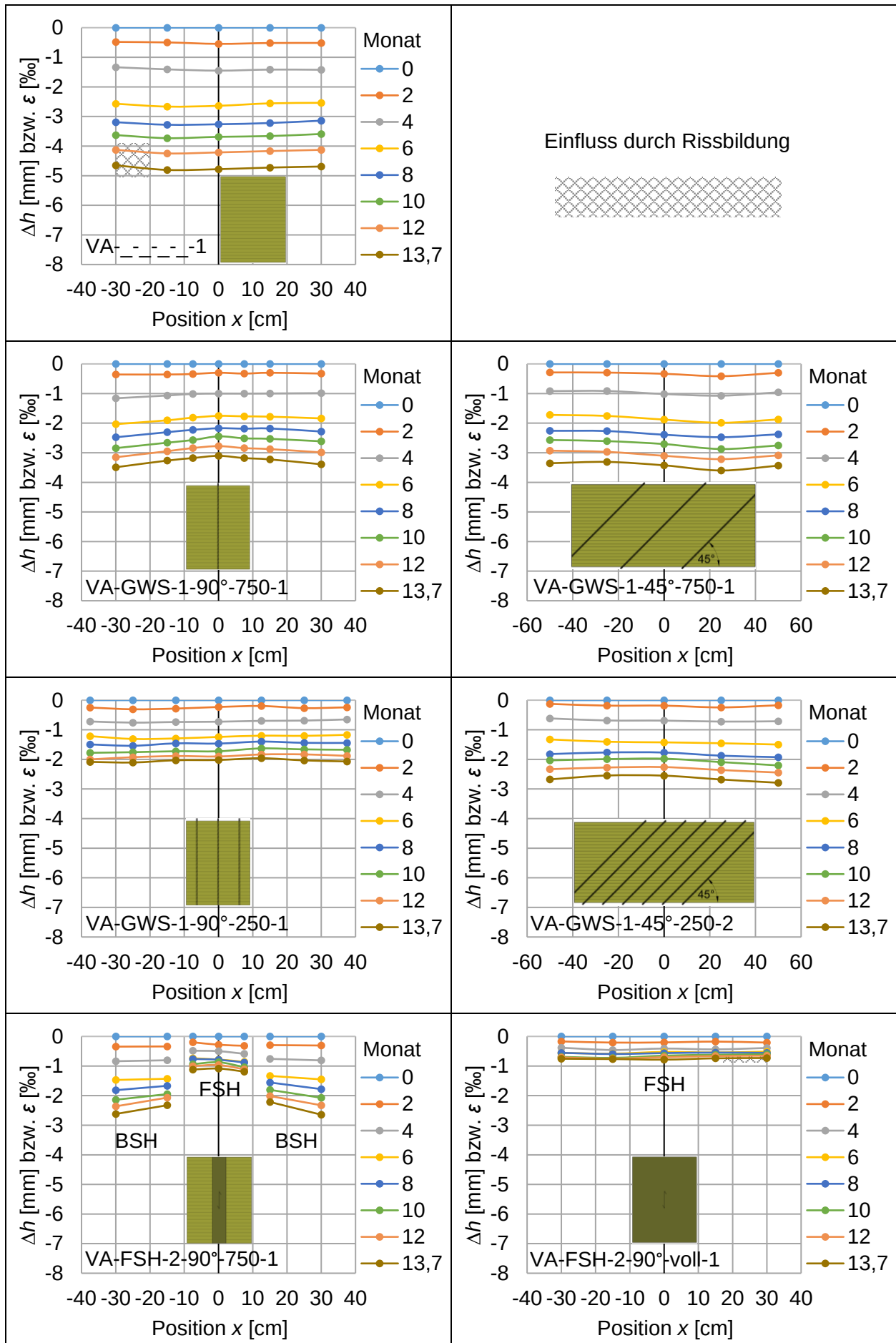


Abbildung 18: Schwindverformungen Prüfkörper Hersteller A

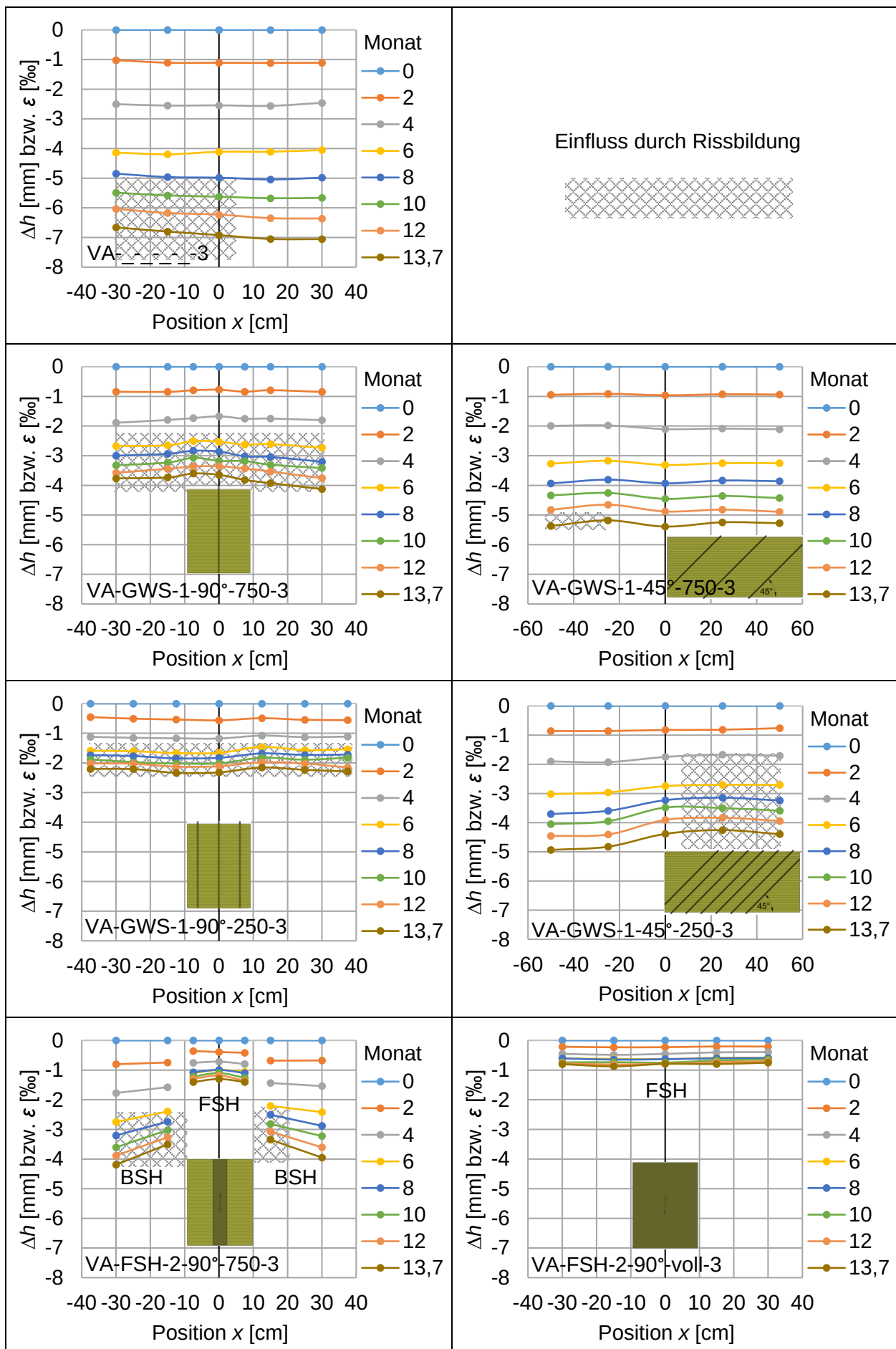


Abbildung 19: Schwindverformungen Prüfkörper Hersteller B

Zur Nachvollziehbarkeit wurden alle Prüfkörperbezeichnungen angegeben sowie die gerissenen Bereiche entsprechend der Rissbilder im Anhang A im zeitlichen Verlauf gekennzeichnet. Es sei darauf hingewiesen, dass mit dem Einsetzen einer Rissbildung die quantitative Vergleichbarkeit mit anderen Konfigurationen grundsätzlich nicht mehr gegeben ist. Im Fall vollflächig außenliegender Verstärkung ist ebenso kein direkter Vergleich möglich. Zum einen unterscheiden sich die Steifigkeitsverhältnisse einer eingedrehten Gewindestange von der eines aufgeklebten Furnierschichtholzes und zum anderen stellte sich durch die gedämpfte Feuchteabgabe eine geringere Differenzfeuchte und damit ein geringeres Schwindverhalten ein. Bei den streifenförmig außenliegenden Verstärkungen tritt zwischen Brettschichtholz (BSH) und Furnierschichtholz (FSH) ein Sprung auf, der sich im Laufe der Klimalagerung kontinuierlich vergrößerte. Inwieweit sich im Bereich des Streifens über die Querschnittsbreite gesehen eine Differenz zwischen Furnierschichtholz und Brettschichtholz ausbildete wurde nicht aufgenommen.

An den ermittelten Werten ist grundsätzlich zu erkennen, dass die Schwindverformungen an Prüfkörpern des Herstellers B durchgehend höher ausfallen als an den entsprechenden Prüfkörpern des Herstellers A. Wie auch die Rissbildung spiegeln sie damit das Verhalten infolge der unterschiedlichen Ausgangsfeuchten wider. Werden zunächst aus den Schwindverformungen der unverstärkten Konfiguration die zugehörigen Schwindmaße ermittelt, fällt auf, dass diese deutlich unter den in DIN EN 1995-1-1/NA:2013 Tab. NA.7 angegebenen Wert von $0,25\%/ \Delta u$ liegen. Am Ende der Klimalagerung errechnet sich an Prüfkörper VA-_-_-_-1 (Hersteller A) ein Wert $4,75\%/2,8\% \Delta u = 0,17\%/ \Delta u$, und an Prüfkörper VA-_-_-_-3 (Hersteller B) ein Wert $7,05\%/5,1\% \Delta u = 0,14\%/ \Delta u$. Dies ist jedoch in Übereinstimmung mit Untersuchungen anderer Autoren. Wallner (2012) ermittelte an 1280mm hohen BSH-Trägern bei einer Feuchtedifferenz $\Delta u = 4,3\%$ ein Schwindmaß $0,16\%/ \Delta u$.

Die Erfassung dieser Schwindverformungen bietet Vorteile in mehrerlei Hinsicht: Aus einem Vergleich der Schwindverformungen zwischen den verschiedenen Konfigurationen lässt sich eine Aussage über den Sperreffekt der jeweiligen Anordnung der Verstärkungselemente treffen. Im Hinblick auf eine leichtere Nachvollziehbarkeit wurden in Abbildung 20 die über die Bauteillänge gemittelten Schwindverformungen an Prüfkörpern des Herstellers A im zeitlichen Verlauf dargestellt. Der im Bereich $-30\text{ cm} \leq x \leq -20\text{ cm}$ minimal auftretende Rissbildung des unverstärkten Prüfkörpers wurde hierzu ausgeklammert. Auf eine Darstellung der Prüfkörper des Herstellers B wurde infolge der zahlreichen Rissbildungen verzichtet.

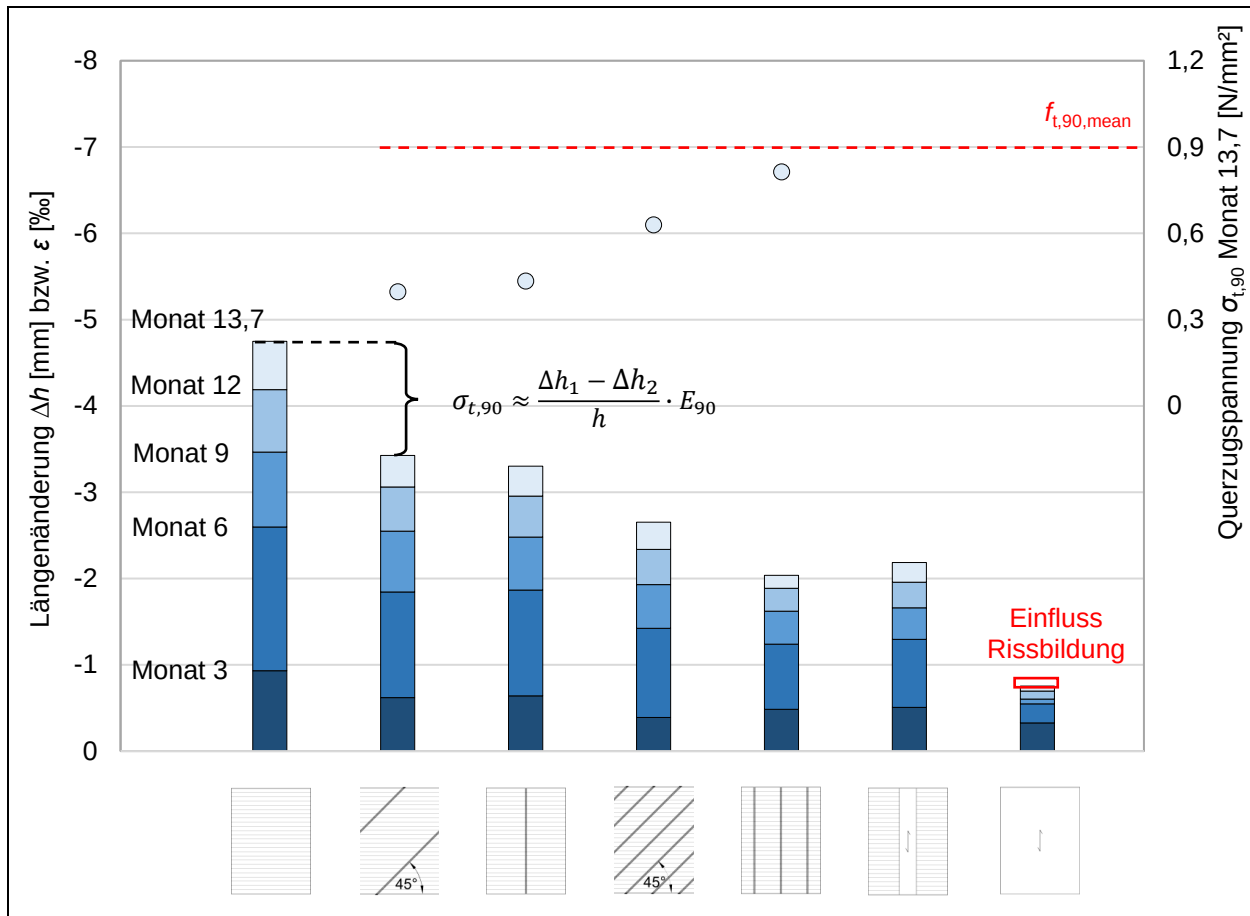


Abbildung 20: Über die Bauteillänge gemittelte Schwindverformungen der Prüfkörper des Herstellers A

Die gemessenen Schwindverformungen am Ende der Klimalagerung verhalten sich für die innenliegend verstärkten Konfigurationen in der Tendenz ähnlich wie die Charakteristik der in Abschnitt 2.3.4 dargestellten Differenzfeuchten der Prüfkörper des Herstellers B. Sie können damit ein Maß des jeweiligen Sperreffekts darstellen. Für die Prüfkörper des Herstellers B ist ein solcher Vergleich nur bis zum Monat 4 möglich, da ab dann Rissbildung einsetzte. Die sich ergebenden Verhältnisse untereinander wären zu diesem Zeitpunkt ähnlich, siehe in Abbildung 19. Schätzt man aus den Differenzen der Schwindverformungen zum unverstärkten Prüfkörper die vorliegende Querspannung in stark vereinfachter Weise und ohne Berücksichtigung von zeitlichen Relaxationsvorgängen ab, erkennt man, dass diese im Fall des höchsten Verstärkungsgrades nur geringfügig unter der in Abschnitt 3.2.5 angesetzten Quersugfestigkeit liegen. Eine zeitlich nahe Rissbildung bei voranschreitender Trocknung wäre demzufolge wahrscheinlich. Dies würde allerdings auch bedeuten, dass auf Grundlage der gemessenen Schwindverformungen der beiden Konfigurationen $\alpha = 45^\circ/90^\circ$, $a_1 = 750$ erst bei deutlich höheren Differenzfeuchten Risse zu erwarten wären, da am Ende der Klimalagerung $\Delta u_{410d} = 2,8\%$ war.

Zudem kann die Auswertung der Schwindverformungen zusätzliche Informationen für die in Abschnitt 2.3.4 erläuterte Problematik der Festlegung des genauen Risszeitpunkts bei den geeigneten Anordnungen bieten. Für Prüfkörper VA-GWS-1-45°-250-3 (Hersteller B) wurde entsprechend Tabelle 5 der Risszeitpunkt zu $t = 197d$ festgelegt. Aus den gemessenen Schwindverformungen dieses Prüfkörpers in Abbildung 19 ist ab dem Monat 4 ein leichter Einfluss durch Rissbildung zu erkennen. Im Zeitraum zwischen Monat 6 und 8 (Tag 180 und 240) steigt der Einfluss jedoch spürbar an, sodass der Risszeitpunkt in diesem Intervall gewählt wurde.

2.3.6 Dehnungsmessungen in Verstärkungselementen

Zur weiteren Quantifizierung des Sperreffekts wurden in ausgewählten Verstärkungselementen (Vollgewindeschrauben bei Ausklinkungen, Gewindestangen bei Durchbrüchen) Dehnungsmessungen durchgeführt. Die Lage der DMS in den Verstärkungselementen wurde so festgelegt, dass sie sich sowohl bei den Ausklinkungen als auch bei den Durchbrüchen auf Höhe der sich unter Last potentiell einstellenden Rissebene befanden. Abbildung 21 zeigt neben diesen Lagen Details der Herstellung und Applikation der Dehnmessstreifen. Dies fand vollständig vor dem Einbringen des Verstärkungselements in das Bauteil statt.

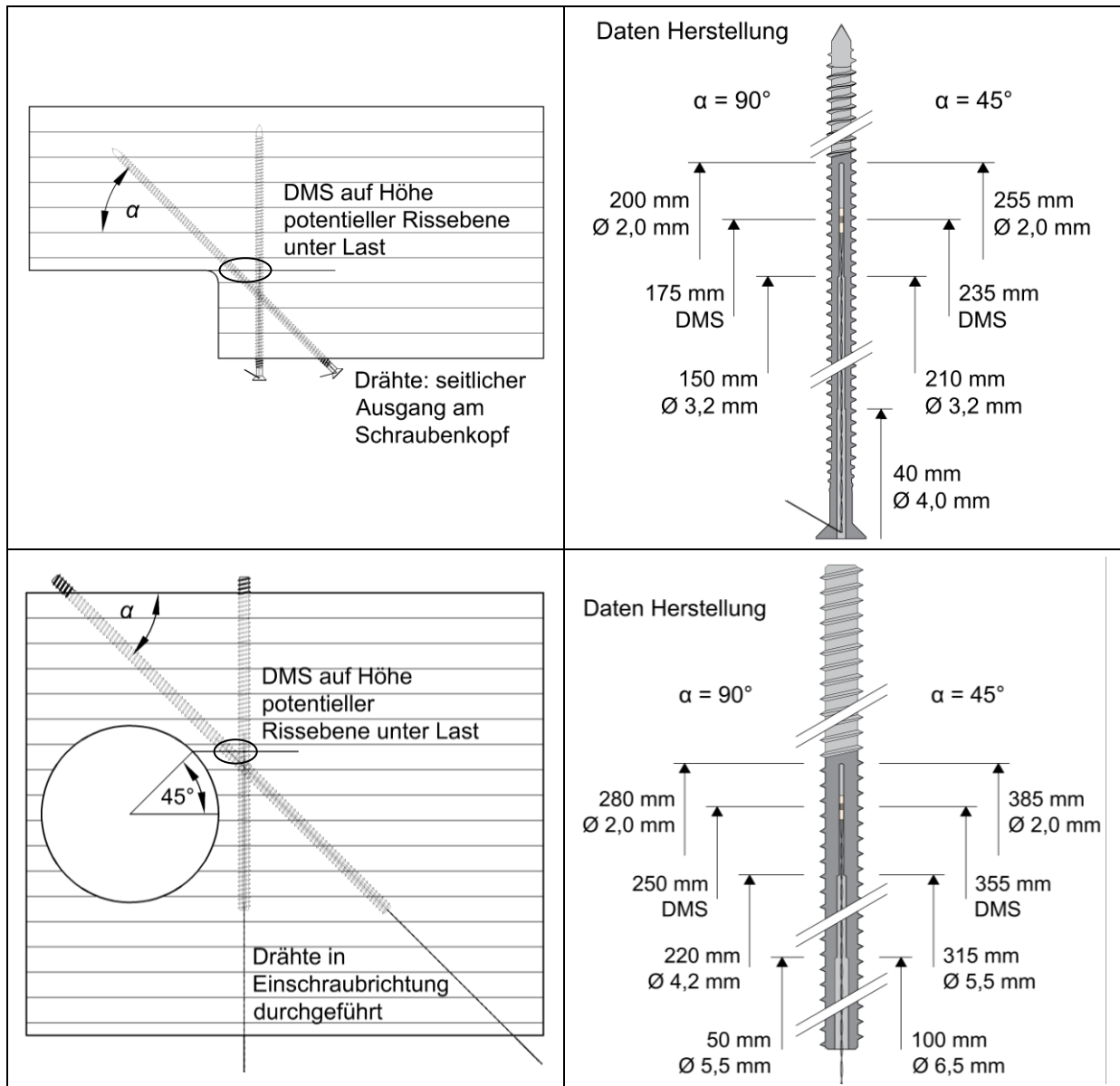


Abbildung 21: Details zur Applikation von DMS in Verstärkungselementen

Bei den Vollgewindeschrauben wurden dazu beginnend vom Kopf, bei den Gewindestangen beginnend von dem in Einschraubrichtung vorne liegenden Ende jeweils zentrische, abgestufte Bohrungen bis in die in Abbildung 21 skizzierten Tiefen eingebracht. Nach anschließender Reinigung mit reinem Alkohol wurde der Endbereich der Bohrung mit einem Epoxidharz-Zweikomponentenklebstoff gefüllt. In den noch flüssigen Klebstoff wurde anschließend ein zylinderförmiger DMS (Durchmesser 1,9mm) eingesetzt. Die Drähte der DMS wurden bei den Vollgewindeschrau-

ben seitlich am Kopf nach außen geführt, damit der Schraubenbit für das Eindrehen noch angesetzt werden konnte. Bei den Gewindestangen mussten die Drähte der DMS von dem in Einschraubrichtung vorne liegendem Ende heraus und beim Eindrehen durch das Bauteil geführt werden, da die am hinteren Ende aufzubringende Einschraubmuffe keine andere Möglichkeit bot.

Insgesamt wurden auf diese Weise 8 Vollgewindeschrauben sowie 8 Gewindestangen vorbereitet. In Tabelle 11 ist die Zuordnung zwischen den mit DMS bestückten Verstärkungselementen und den jeweiligen Prüfkörpern aufgelistet. Aus den Bemerkungen geht hervor, dass 2 Gewindestangen bei dem Eindrehvorgang beschädigt wurden. Die Herausforderung bei den geneigten Gewindestangen war, die aus den Enden der Gewindestangen ragenden 0,3mm Drähte vorwärts durch den vorgebohrten BSH-Prüfkörper (bei $\alpha = 45^\circ$ fast 1000mm Bohrlänge) zu führen, bei gleichzeitiger Berücksichtigung des Eindrehvorgangs der Gewindestange. Dadurch kam es in diesen beiden Fällen zu einem Abreißen der Drähte. Bei $\alpha = 90^\circ$ gelang dies infolge der kürzeren Länge des Bohrkanals erfolgreicher, ein Gewindestange fiel jedoch während der Langzeitmessung aus.

Tabelle 11: Zuordnung Prüfkörper – Verstärkungselemente mit DMS

Bauteilgruppe	Prüfkörper	Verstärkungselemente mit DMS	Bemerkung
Ausklinkungen	A-VGS-2-90°-65-1	VGS - 90° - 1 + 2	-
	A-VGS-2-90°-65-3	VGS - 90° - 3 + 4	-
	A-VGS-2-45°-26-1	VGS - 45° - 1 + 2	-
	A-VGS-2-45°-26-3	VGS - 45° - 3 + 4	-
Durchbrüche	D-GWS-1-90°-40-1	GWS - 90° - 1 + 2	-
	D-GWS-1-90°-40-3	GWS - 90° - 3 + 4	GWS-90-4 Ausfall während Laufzeit
	D-GWS-1-45°-40-1	GWS - 45° - 1 + 2	GWS-45-2 Schaden beim Eindrehen
	D-GWS-1-45°-40-3	GWS - 45° - 3 + 4	GWS-45-3 Schaden beim Eindrehen

Bevor die Verstärkungselemente in die Prüfkörper eingebracht wurden, wurden diese in Zugprüfungen kalibriert, um den für jedes Verstärkungselement spezifischen Zusammenhang zwischen Beanspruchung und Dehnung zu ermitteln. In Abbildung 22 sind die Ergebnisse dieser Zugprüfungen für beide Verstärkungstypen dargestellt. Die linearen Verläufe sowie die geringe Streuung zwischen den einzelnen Verstärkungselementen deuten auf einen zuverlässigen Herstellprozess hin.

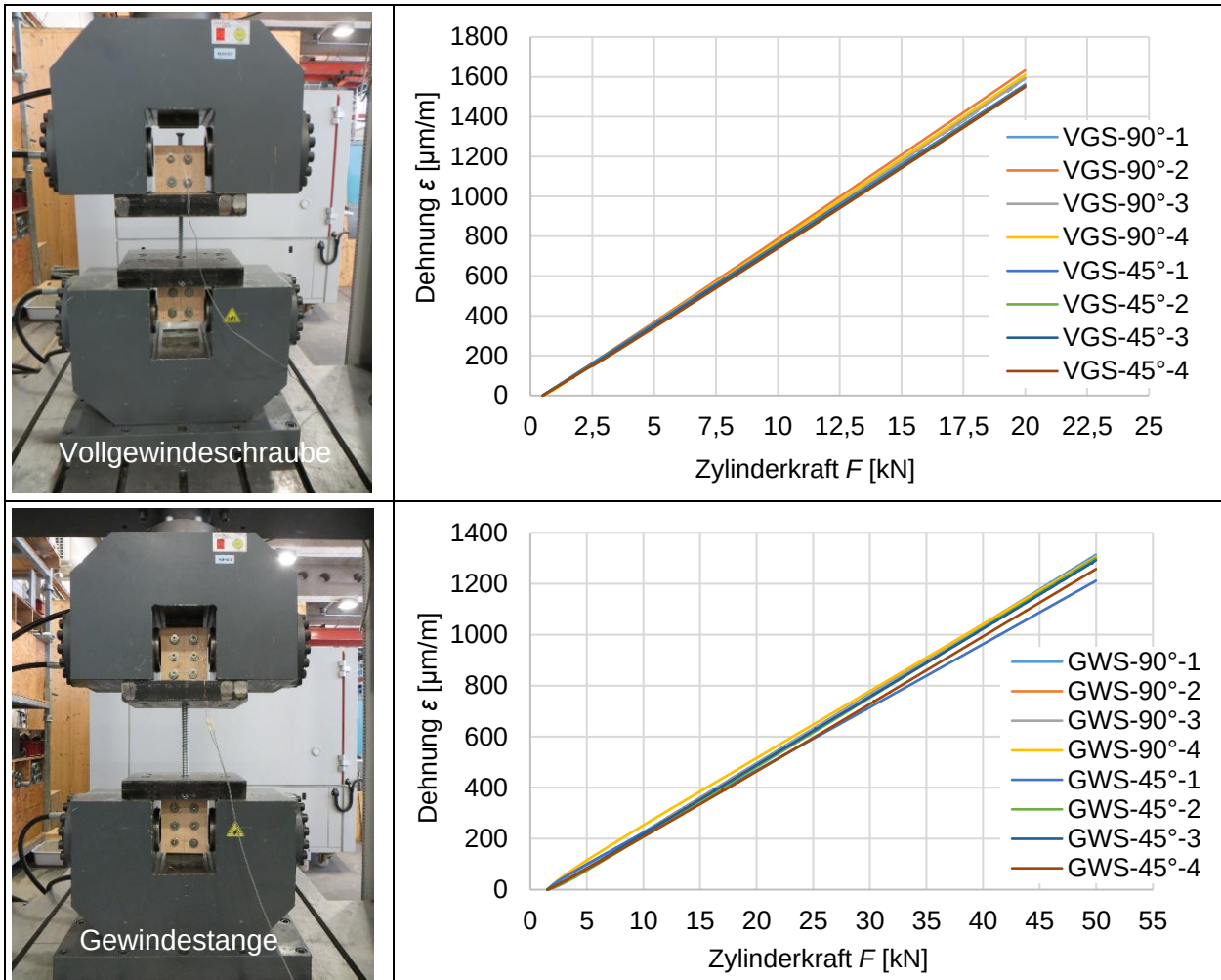


Abbildung 22: Kalibrierprüfungen Verstärkungselemente

Bei Langzeitversuchen besteht generell das Problem, die erforderliche Messtechnik über einen langen Zeitraum einsetzen zu müssen, sodass diese anderweitig nicht zur Verfügung steht. Um dies zu umgehen, wurde entschieden, die Messungen nicht durchgehend aufzuzeichnen, sondern punktuelle Messwerte im wöchentlichen Rhythmus abzugreifen. Durch das wiederholte Anschließen und Trennen der Kabel unterscheiden sich die Übergangswiderstände von Messung zu Messung geringfügig, was sich in zu beiden Seiten hin streuenden Messwerten widerspiegelt und im Ergebnis keine glatte Kurve ermöglicht. Die gemittelte Tendenz sollte jedoch darstellbar sein.

In Abbildung 23 ist der zeitliche Verlauf der in den Vollgewindeschrauben der Ausklinkungen gemessenen Kräfte dargestellt. Dabei handelt es sich jeweils um die Summen der beiden nebeneinanderliegenden Verstärkungselemente. Es sei darauf hingewiesen, dass die Messung erst zum Tag 46 startete, d.h. die angegebenen Kräfte sind als Differenzkräfte zum Tag 46 zu deuten. Die Ergebnisse einer Konfiguration wurden durch eine Rissbildung beeinflusst. Aus der Abbildung ist in den ersten 6 Monaten ein kontinuierlicher, annähernd linearer Anstieg der Kräfte ersichtlich. Danach flachte der Zuwachs ab und blieb bis zum Ende der Klimalagerung in etwa konstant. Bei beiden Neigungen weisen die höheren Kräfte in den Verstärkungselementen der Träger des Herstellers B auf das ausgeprägtere Schwindverhalten infolge der höheren Differenzfeuchte zur Ausgangsholzfeuchte hin. Ebenso kann aus den Vergleichen $\alpha = 45^\circ$ mit $\alpha = 90^\circ$ gefolgert werden, dass geneigte Anordnungen einen gegenüber Schwindvorgängen geringeren Sperreffekt aufweisen, was die Schlussfolgerungen der Abschnitte 2.3.4 und 2.3.5 bestätigt. Als eine Ursache für

das sich abflachende Verhalten nach Monat 6 kann der sich verlangsamende Trocknungsprozess in der 2. Hälfte des Versuchszeitraums angesehen werden, was auch anhand der gemessenen Schwindverformungen ersichtlich ist, siehe Abbildung 18 sowie Abbildung 19. Dass das Niveau der ermittelten Kräfte jedoch annähernd konstant blieb, ist auch ein Hinweis darauf, dass Langzeiteinflüsse in Form von stattfindenden Relaxationsvorgängen vorlagen.

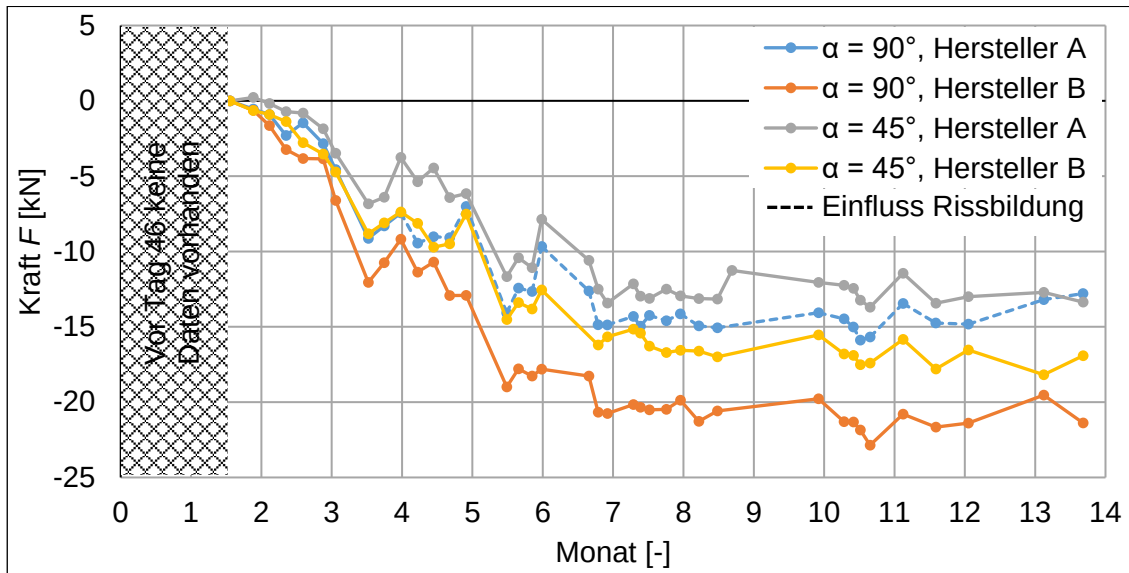


Abbildung 23: Ermittelte Kräfte in den Vollgewindeschrauben der Ausklinkungen (jeweils Summe beider nebeneinanderliegenden Vollgewindeschrauben)

2.3.7 Tragfähigkeit nach Klimalagerung

Nach der Klimalagerung wurden die Tragfähigkeiten der Bauteilgruppen “Durchbrüche” und “Ausklinkungen” jeweils in 3-Punkt Biegeversuchen entsprechend Abbildung 3 sowie Abbildung 4 ermittelt. Um den getrockneten Zustand der Prüfkörper durch den zeitlichen Ablauf der Prüfungen nicht zu beeinflussen, wurden alle Prüfkörper am Ende der Klimalagerung mit Stretchfolie eingewickelt. Diese wurde erst unmittelbar vor der jeweiligen Positionierung im Prüfportal (Normal-klima) entfernt.

Die Auswertung erfolgte sowohl nach Herstellern getrennt als auch zusammen betrachtet. Die Bezeichnung “Mit Sperreffekt” kennzeichnet dabei die Trägerseite, die während der Klimalagerung verstärkt war, die Bezeichnung “Ohne Sperreffekt” die Trägerseite, die während der Klimalagerung unverstärkt war.

Bauteilgruppe „Durchbrüche“:

Als Versagenslasten bei der Bauteilgruppe „Durchbrüche“ werden die Höchstlasten bei einem auftretendem Schubversagen vom Durchbruch in Richtung auflagerseitiges Trägerende verstanden, siehe Abbildung 24.

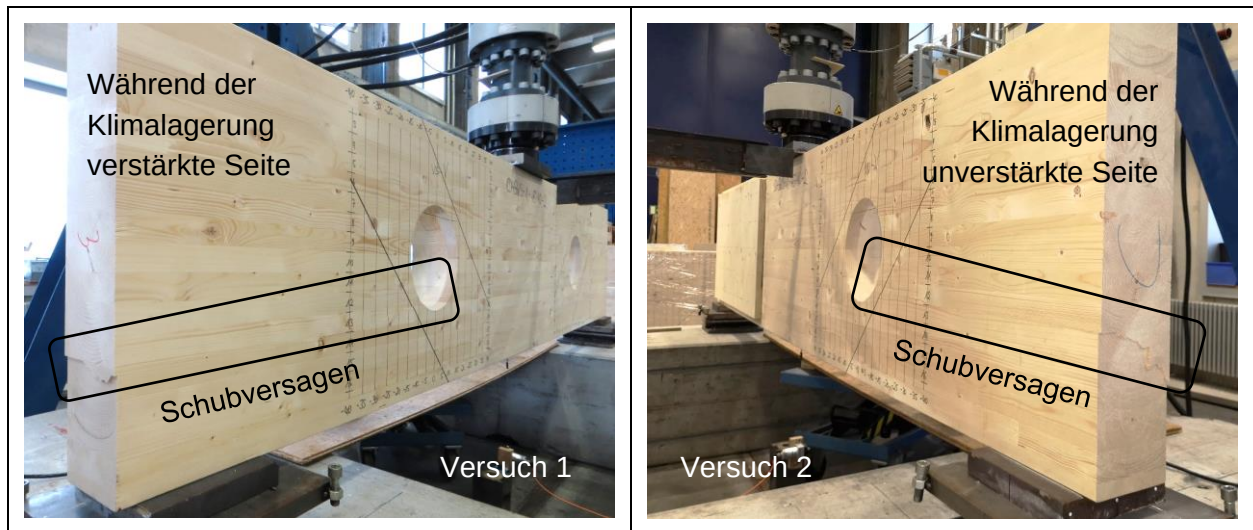


Abbildung 24: Beispielhaftes Schubversagen eines Trägers mit Durchbruch (D-GWS-1-45°-40-2)

Eine Unterscheidung nach verschiedenen Lastniveaus entsprechend der Rissentwicklung in Form der Stufen „Anriss“ / „Durchriss“ / „Höchstlast“, wie bei anderen Untersuchungen an Durchbrüchen häufig angewendet, machte im Rahmen dieser Untersuchungen infolge der aus der Klimalagerung teils bestehenden Vorschädigung keinen Sinn. In Tabelle 12 sowie Abbildung 25 sind die Versagenslasten der Bauteilgruppe „Durchbrüche“ dargestellt. Die zugehörige Darstellung in Form von Schubspannungen bezogen auf den Netto-Querschnitt (Trägerhöhe abzgl. Durchbruchshöhe) findet sich in Anhang B.

Tabelle 12: Versagenslasten der Bauteilgruppe „Durchbrüche“ (Querkraft V [kN])

			GWS – 90°		GWS – 45°		FSH	
	Prüfkörper	Hersteller	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt
Einzelwerte	1	A	81,5	126,2	176,1	170,0	152,1	179,8
	2	A	85,4	126,5	171,5	181,1	156,4	202,9
	3	B	100,3	167,7	124,6	208,6	131,6	232,7
	4	B	105,1	151,4	130,9	203,7	102,4	180,2
Mittelwerte	1 + 2	A	83,5	126,3	173,8	175,6	154,2	191,4
	3 + 4	B	102,7	159,6	127,7	206,2	117,0	206,5
Mit / Ohne Sperr.		A	0,66		0,99		0,81	
Mit / Ohne Sperr.		B	0,64		0,62		0,57	
Mittelwert	1 - 4	A + B	93,1	142,9	150,8	190,9	135,6	198,9
Mit / Ohne Sperr.		A + B	0,65		0,79		0,68	

Mit Ausnahme eines Prüfkörpers (D-GWS-1-45-40-1) versagten alle Prüfkörper auf der während der Klimalagerung verstärkten Seite zuerst. Infolgedessen führte der Sperreffekt - mit Ausnahme

der geneigten Anordnung an Prüfkörpern des Herstellers A - durchgehend zu einer deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit.

Hinsichtlich der nach Herstellern getrennten Auswertung ist für die Datenreihe "Ohne Sperreffekt" der Trend erkennbar, dass die Prüfkörper des Herstellers B höhere Versagenslasten aufweisen. Dies lässt sich mit der an zusätzlichen Trägern ohne Durchbrüche ermittelten, höheren Schubfestigkeit begründen, siehe Tabelle 3. Für die Datenreihe "Mit Sperreffekt" ist kein klarer Trend erkennbar, teils liefern die Prüfkörper des Herstellers A höhere Versagenslasten, teils umgekehrt. Aus den Verhältnisswerten "Mit / Ohne Sperreffekt" gemäß Tabelle 12 ist jedoch ersichtlich, dass die Reduktion der Tragfähigkeit an Prüfkörpern des Herstellers B in relativer Hinsicht durchgehend höher ausfällt. Dies deutet darauf hin, dass die im Vergleich zu Prüfkörpern des Herstellers A höhere Differenzfeuchte zu höheren trocknungsinduzierten Spannungen quer zur Faser geführt und infolgedessen die Schubtragfähigkeit deutlicher reduziert hat. Ein direkter Zusammenhang zwischen ermittelter Tragfähigkeit und dem Vorliegen eines optisch erkennbaren Risses ist jedoch nicht ersichtlich. Betrachtet man die 3 Konfigurationen, bei welchen nach Abschnitt 2.3.4 an jeweils einem Prüfkörper ein Riss auftrat (innenliegend $\alpha = 90^\circ$ Hersteller A; innenliegend $\alpha = 45^\circ$ Hersteller B; außenliegend Hersteller A), so weisen diese Konfigurationen "Mit Sperreffekt" sehr geringe Streuungen auf. Dies bedeutet, die Tragfähigkeit des jeweiligen Prüfkörpers ohne Risse unterscheidet sich in der Höhe der Tragfähigkeit kaum von dem jeweils anderem Prüfkörper mit Rissen. Erklären lässt sich dies damit, dass die in Abbildung 15 dargestellte Rissbildung erst begonnen hat und lokal noch sehr begrenzt auftrat. Im Versuchsverlauf kommt es unter Last in der unmittelbaren Nähe des Durchbruchrandes zunächst zu einem lokal begrenzten Aufreißen quer zur Faser. Ob zu diesem Zeitpunkt bereits ein Anriss vorliegt oder sich dieser infolge der Belastung erst bildet, spielt eine untergeordnete Rolle. Bedeutender erscheint letztendlich der Einfluss des infolge der Trocknung eingepprägten Spannungszustandes.

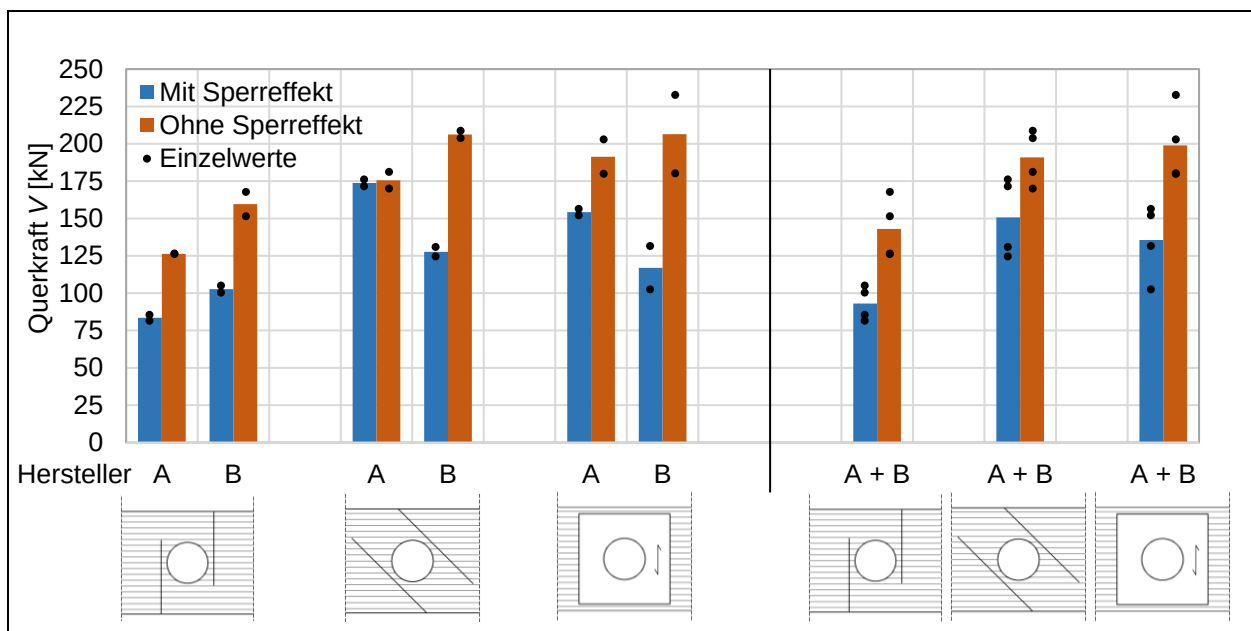


Abbildung 25: Versagenslasten der Bauteilgruppe "Durchbrüche"

Aus den Ergebnissen der gemeinsamen Auswertung ist im Fall "Ohne Sperreffekt" ersichtlich, dass die höchste Tragfähigkeit im Fall der Konfiguration mit aufgeklebten Verstärkungsplatten erreicht wurde. Die Tragfähigkeit der geneigten, innenliegenden Verstärkung blieb geringfügig, die der unter $\alpha = 90^\circ$ angeordneten Verstärkung deutlich hinter den Werten dieser Konfiguration zurück. Die Tragfähigkeit infolge eines vorhandenen Sperreffekts der Verstärkung reduzierte sich

bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ auf 65 %, bei außenliegender Verstärkung auf 68 % sowie bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 45^\circ$ auf 79 %. Relativ wie auch absolut liefert damit die geneigte Anordnung die höchsten Tragfähigkeiten für den Fall "Mit Sperreffekt", wobei die Differenzen zur außenliegenden Verstärkung gering, zur innenliegenden Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ deutlich sind.

Insgesamt betrachtet lassen sich aus einem Vergleich geneigte Anordnung vs. senkrechte Anordnung innenliegender Verstärkungselemente zwei wesentliche Aussagen formulieren. Zum einen resultieren aus einer geneigten Anordnung infolge des gleichzeitigen Verstärkungseffekts hinsichtlich Querkzug und Schub im Fall auflagnaher Durchbrüche generell höhere Tragfähigkeiten ("Ohne Sperreffekt"). Zum anderen stellt eine geneigte Anordnung gleichzeitig einen geringeren Sperreffekt gegenüber Schwindvorgängen dar, was sich in höheren Verhältniswerten "Mit / Ohne Sperreffekt" widerspiegelt.

- Vergleich mit unverstärkten Durchbrüchen

Die Bauteilversuche wurden ausschließlich an Trägern mit verstärkten Durchbrüchen durchgeführt. Die Tragfähigkeit entsprechender Durchbrüche im unverstärkten Zustand konnte daher nur grob abgeschätzt werden. In Danzer et al. (2017) wurden Versuchsergebnisse runder, unverstärkter Durchbrüche (Durchrisslasten) numerisch ermittelten Werten auf Grundlage der Weibull-Theorie gegenübergestellt. Auf Mittelwertniveau zeigte sich unter Zugrundelegung einer Querkzugfestigkeit $f_{t,90,\text{mean}} = 0,83 \text{ N/mm}^2$ eine gute Übereinstimmung. Die Anwendung dieses numerischen Modells auf Versuchsergebnisse auflagnaher Durchbrüche von Aicher & Höfflin (2006) zeigte eine gute Übereinstimmung unter Ansatz einer etwas geringeren Querkzugfestigkeit $f_{t,90,\text{mean}} = 0,76 \text{ N/mm}^2$. Im Hinblick auf die vergleichsweise geringen Holzfeuchten der Prüfkörper nach der Klimalagerung ($u \approx 8\%$, siehe Abschnitt 2.3.3) wurde für die Ermittlung von Durchrisslasten im Rahmen dieser Untersuchungen eine Querkzugfestigkeit $f_{t,90,\text{mean}} = 0,83 \text{ N/mm}^2$ angenommen. Anstelle einer expliziten Berücksichtigung von Querkdruckverstärkungen im Lasteinleitungsbereich erfolgte die Modellierung vereinfacht ohne Querkdruckverstärkungen, jedoch mit einem ausreichend großen Abstand von $1,5h$ zur Durchbruchmitte. Auf dieser Grundlage ließ sich eine Durchrisslast $V \approx 79 \text{ kN}$ abschätzen. Im Hinblick auf einen Vergleich mit den Versuchsergebnissen in Abbildung 25 sei angemerkt, dass diese Tragfähigkeit ein Versagen auf Querkzug (Durchriss) abbildet, die Versuchsergebnisse in Abbildung 25 jedoch ein Schubversagen (Höchstlast). Es ist daher davon auszugehen, dass der abgeschätzte Wert auf Höchstlastniveau noch geringfügig höher liegen würde. Die Verhältnisse Höchstlast/Durchrisslast unverstärkter Durchbrüche bewegen sich bei Danzer et al. (2017) im Fall geringer Ausmitten im Bereich 1,00 - 1,09, bei Aicher & Höfflin (2006) im Fall auflagnaher Durchbrüche im Bereich 1,04 - 1,28. Nimmt man zur Berücksichtigung dieses Einflusses vereinfacht eine Erhöhung um 10 % an, würde sich schlussendlich eine Tragfähigkeit im unverstärkten Zustand $V \approx 87 \text{ kN}$ ergeben. Diese liegt damit nur geringfügig unter der Tragfähigkeit "Mit Sperreffekt" bei innenliegender Anordnung senkrecht zur Faser, siehe Abbildung 25 (herstellerübergreifende Auswertung A+B). Das bedeutet, dass bei Anordnung innenliegender Verstärkungselemente senkrecht zur Faser nahezu der gesamte Verstärkungseffekt infolge des Sperreffekts bei Feuchteänderung neutralisiert wurde. Im Fall der beiden anderen Verstärkungsarten liegen die Tragfähigkeiten im verstärkten Zustand auch unter Berücksichtigung des Sperreffekts deutlich über der Tragfähigkeit im unverstärkten Zustand.

Bauteilgruppe “Ausklinkungen“:

Infolge der kurzen Trägerlänge entsprach die Last bei Schubversagen der Ausklinkung in den Versuchen 2 (“Ohne Sperreffekt“) nicht immer der Höchstlast der Versuchsdurchführung, siehe Abbildung 26. Als Versagenszustand wurde der Zustand eines Schubversagens des für die Rissaufnahme gekennzeichneten, ausgehend von der ausgerundeten Ausklinkungsecke 30cm langen Bereichs aufgefasst. Das Nachbruchverhalten wurde nicht mehr berücksichtigt.

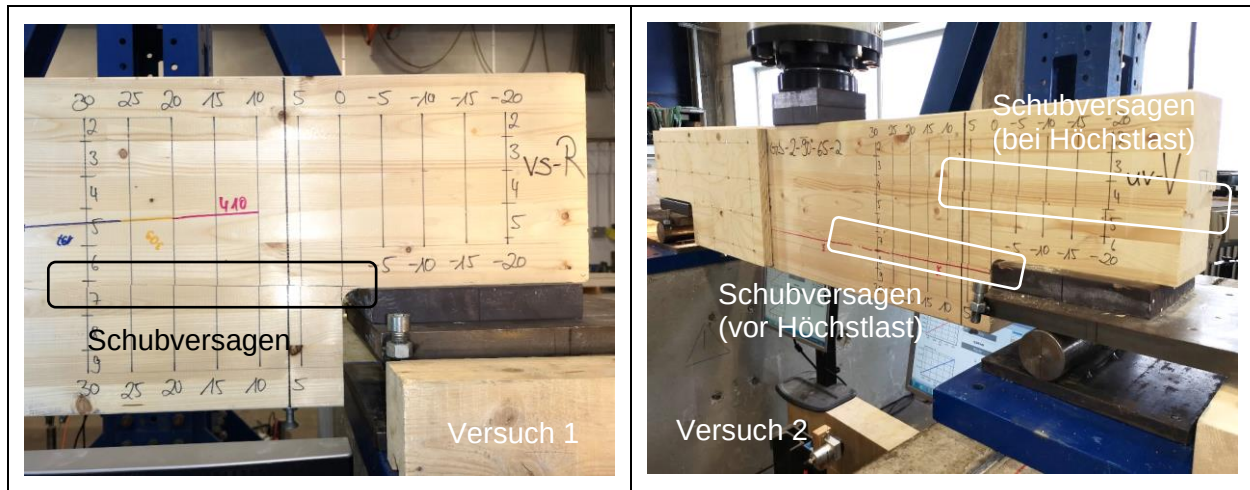


Abbildung 26: Beispielhaftes Schubversagen eines Trägers mit Ausklinkung (A-VGS-2-90°-65-2)

In Tabelle 13 sowie Abbildung 27 sind die Versagenslasten der Bauteilgruppe “Ausklinkungen“ dargestellt. Die zugehörige Darstellung in Form von Schubspannungen bezogen auf die reduzierte Höhe findet sich in Anhang B.

Tabelle 13: Versagenslasten der Bauteilgruppe “Ausklinkungen“ (Querkraft V [kN])

			VGS – 90°		VGS – 45°		FSH	
	Prüf- körper	Her- steller	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt
Einzel- werte	1	A	75,7	125,1	92,5	124,0	70,1	88,7
	2	A	74,3	107,1	88,6	143,8	86,3	83,7
	3	B	66,9	94,9	134,1	108,2	57,2	97,4
	4	B	78,7	101,9	87,9	109,4	55,8	92,9
Mittel- werte	1 + 2	A	75,0	116,1	90,5	133,9	78,2	86,2
	3 + 4	B	72,8	98,4	111,0	108,8	56,5	95,2
Mit / Ohne Sperr.		A	0,65		0,68		0,91	
Mit / Ohne Sperr.		B	0,74		1,02		0,59	
Mittelwert	1 - 4	A + B	73,9	107,3	100,8	121,3	67,4	90,7
Mit / Ohne Sperr.		A + B	0,69		0,83		0,74	

Mit Ausnahme zweier Prüfkörper (A-VGS-2-45-26-3, A-FSH-2-90°-_-2) versagten alle anderen Prüfkörper auf der während der Klimalagerung verstärkten Seite zuerst. Wie bei den Durchbrüchen führte der vorhandene Sperreffekt mit Ausnahme der geneigten Anordnung an Prüfkörpern des Herstellers B durchgehend zu einer meist deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit. Im Fall einer getrennten Auswertung sind hier keine eindeutigen Trends erkennbar.

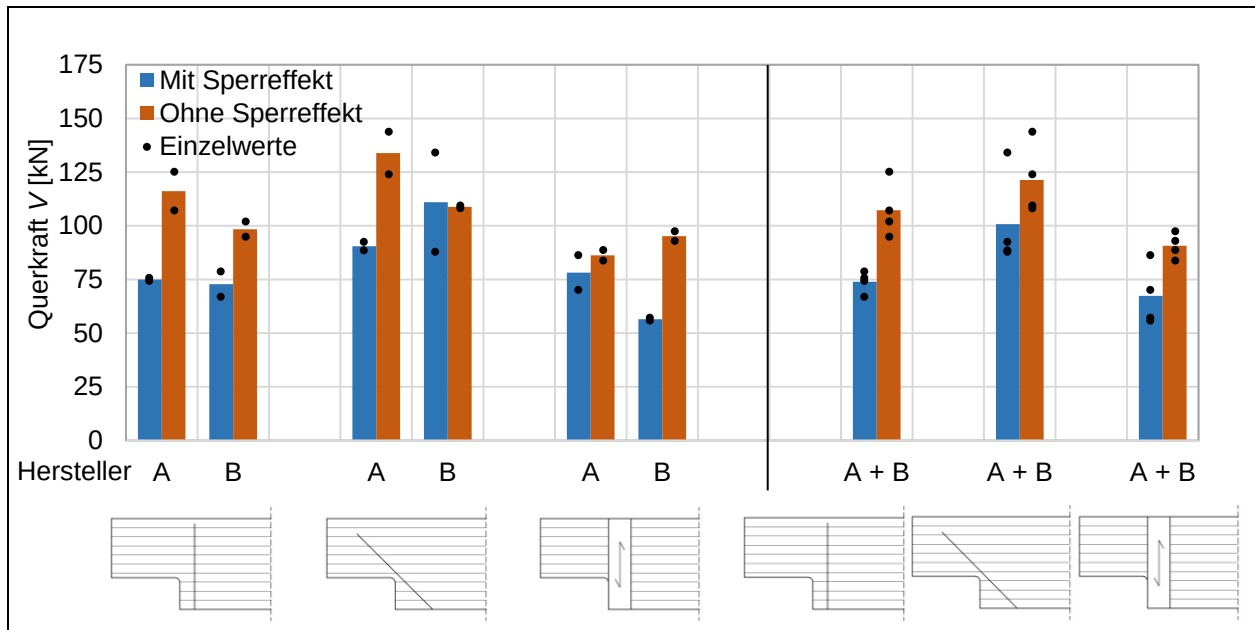


Abbildung 27: Versagenslasten der Bauteilgruppe "Ausklinkungen"

Auf Basis einer gemeinsamen Auswertung lassen sich "Ohne Sperreffekt" in der Reihenfolge der Konfigurationen außenliegend, innenliegend $\alpha = 90^\circ$, innenliegend $\alpha = 45^\circ$ aufsteigende Tragfähigkeiten erkennen. Auch unter Berücksichtigung der Sperrwirkung lieferte die innenliegende, geneigte Anordnung wiederum die höchste Tragfähigkeit. Infolge des Sperreffekts reduzierten sich die Tragfähigkeiten bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ auf 69%, bei außenliegender Verstärkung auf 74% sowie bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 45^\circ$ auf 83%, im letztgenannten Fall jedoch bei hoher Streuung der Ergebnisse. Insgesamt sind ähnliche Zusammenhänge wie bei den Durchbrüchen festzustellen. Die Reduktionen in relativer Hinsicht fallen jedoch etwas geringer aus. Der Grund hierfür könnte im Bereich der geringeren Trägerhöhe im Vergleich zu den Prüfkörpern mit Durchbrüchen liegen.

- Vergleich mit unverstärkten Ausklinkungen

Analog zur Bauteilgruppe "Durchbrüche" wurden keine Bauteilversuche mit unverstärkten Ausklinkungen durchgeführt. Die Tragfähigkeit im unverstärkten Zustand konnte daher ebenfalls nur abgeschätzt werden. Dazu wurden die Bemessungsgleichungen (6.60) - (6.63) nach DIN EN 1995-1-1:2010 ohne Berücksichtigung einer reduzierten Querschnittsbreite infolge möglicher Schwindrisse (Beiwert k_{cr}) angewendet. Dabei wurde ein Mittelwert der Schubfestigkeit $f_{v,mean} = 4,1 \text{ N/mm}^2$ (siehe Abschnitt 2.3.1) herangezogen. Eine Verifizierung anhand von Versuchsergebnissen unverstärkter Ausklinkungen nach Jockwer (2014), Coureau et al. (2001) sowie Möhler & Mistler (1978) zeigten eine gute Übereinstimmung. Auf dieser Grundlage würde sich für die in den eigenen Versuchen vorliegenden Verhältnisse im unverstärkten Zustand eine Tragfähigkeit $V \approx 41 \text{ kN}$ ergeben. Ein Vergleich dieser Tragfähigkeit mit den Versuchsergebnissen "Mit Sperreffekt" in Abbildung 27 zeigt, dass bei Ausklinkungen trotz des vorliegenden Sperreffekts ein deutlicher Verstärkungseffekt im Vergleich zum unverstärkten Zustand vorliegt. Dies liegt zum einen daran, dass bei Ausklinkungen im Vergleich zu Durchbrüchen generell höhere Verstärkungseffekte erzielbar sind. Zum anderen liegt bei den Ausklinkungen infolge der geringeren Bauteilhöhe eine verhältnismäßig geringere Reduktion der Tragfähigkeit infolge des Sperreffekts vor.

3 Numerische Untersuchungen

3.1 Überblick

Neben den experimentellen Untersuchungen wurden auch numerische Untersuchungen durchgeführt. Zum einen wurde damit das Ziel verfolgt, die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zu verifizieren, zum anderen sollte damit der Anwendungsbereich über die begrenzten, prüftechnisch untersuchten Konfigurationen hinaus erweitert werden. Im folgenden Abschnitt werden zunächst wesentlichen Grundlagen der Vorgehensweise dargestellt.

3.2 Simulationsmodell zur Abschätzung beginnender Rissbildung

3.2.1 Grundlagen zum Modell

Mithilfe der Simulationssoftware ANSYS wurden parametrisierte, 3-dimensionale Simulationsmodelle der betrachteten Bauteilgruppen (Verteilte Anordnungen, Durchbrüche, Ausklinkungen) erstellt. Abbildung 28 zeigt exemplarisch zwei Modelle verteilter Anordnungen mit außen- sowie innenliegender Verstärkung unter Ausnutzung der Symmetrieeigenschaften. Die Struktur wurde dabei mithilfe von SOLID186 Elementen mit Mittelknoten in Form von 10-knotigen Tetraeder- bzw. 20-knotigen Hexaeder-Elementen abgebildet.

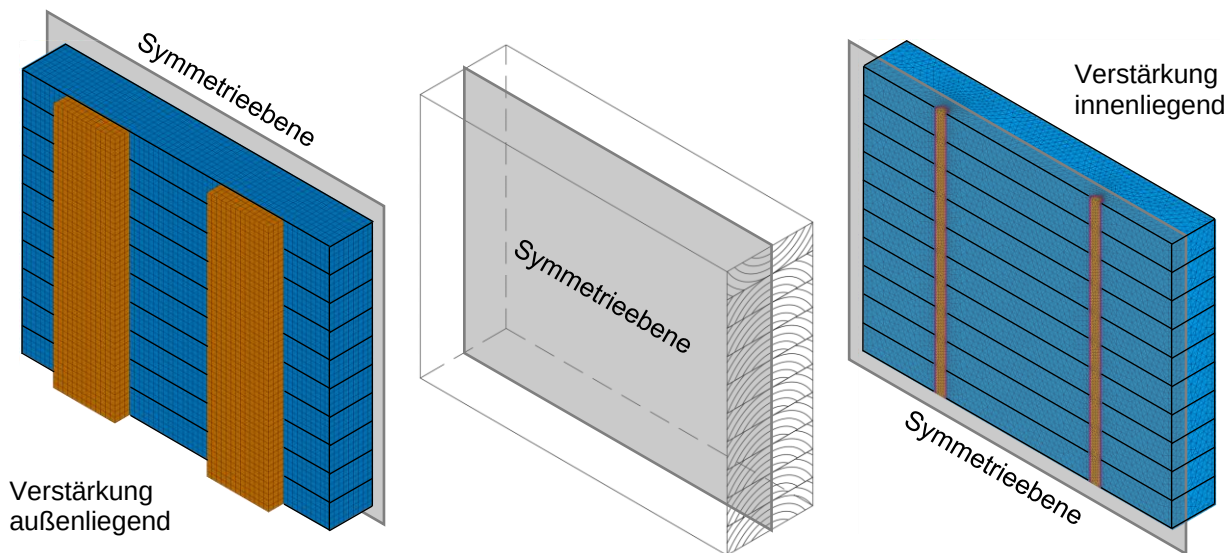


Abbildung 28: Simulationsmodell mit außen-/innenliegender Verstärkung

Da das lokale Auftreten von Rissen stark von der Struktur des Bauteils bzw. des Holzes allgemein beeinflusst wird, wurde sich bewusst gegen das im angewandten Ingenieurbereich für Holz zu meist verwendete orthotrope Modell mit alleiniger Unterscheidung zwischen parallel und quer zur Faserrichtung entschieden. Stattdessen wurde sowohl der strukturelle Aufbau des Brettschichtholzes in Form von Lamellen berücksichtigt als auch die zylindrische Holzstruktur in jeder einzelnen Lamelle mit einer Unterscheidung nach den Richtungen longitudinal, radial sowie tangential. Die Umsetzung erfolgte mithilfe eines zylindrischen Elementkoordinatensystems, deren Achsen entsprechend der zylindrischen Holzstruktur ausgerichtet wurden.

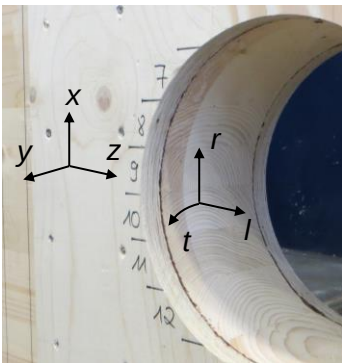
3.2.2 Materialmodell

In Tabelle 14 sind die verwendeten Materialkennwerte sowohl für die Lamellen des Brettschichtholzes als auch die Verstärkungselemente in Form von Furnierschichtholz und Vollgewindeschrauben/Gewindestangen mit ihrer entsprechenden Orientierung aufgelistet.

Die elastischen Kennzahlen für Furnierschichtholz sind der abZ Z-9.1-847 entnommen und orientieren sich an dem Produkt "Kerto Q" mit einer Plattenstärke von 24 mm. Da in dieser Zulassung kein Wert für den E-Modul senkrecht zur Plattenebene angegeben ist, wurde dieser an dem entsprechenden Wert von Brettsperrholz nach Bogensperger et al. (2011) angelehnt. Für die hier durchgeführten Untersuchungen spielt diese Größe ohnehin nur eine untergeordnete Rolle. Die Querdehnungsquotienten wurden aus Untersuchungen von Albers (1970) zu Sperrholz entnommen.

Für die Schwindmaße von Holz wurde sich basierend auf einer Literaturstudie an mehreren Quellen orientiert und auf die in der Tabelle angegebenen Werte festgelegt. Die Schwindmaße von Furnierschichtholz in Plattenebene wurden der DIN EN 1995-1-1/NA:2013 entnommen, der Wert senkrecht zur Plattenebene aus DIN 68100:2010 (Sperrholz).

Tabelle 14: Verwendete Materialkennwerte

	Lamellen Brettschichtholz	Furnier- schichtholz	Vollgewindeschr. Gewindestange	Einheit
Elastische Kennzahlen	Zylindrisch orthotrop	Orthotrop	Isotrop	
	$E_l = 12000$	$E_x = 10000$	$E = 210000$	[N/mm ²]
	$E_r = 820$	$E_y = 450$		
	$E_t = 420$	$E_z = 1200$		
	$G_{lr} = 625$	$G_{xy} = 60$		
	$G_{lt} = 745$	$G_{xz} = 600$		
	$G_{rt} = 42$	$G_{yz} = 60$		
	$\nu_{lr} = 0,055$	$\nu_{xy} = 0,08$	$\nu = 0,3$	[-]
	$\nu_{lt} = 0,035$	$\nu_{xz} = 0,10$		
	$\nu_{rt} = 0,311$	$\nu_{yz} = 0,44$		
	Neuhaus (1981)	Z-9.1-847 Bogensperger et al. (2011) Albers (1970)		
Schwindmaße	$\alpha_l = 0,01/2$	$\alpha_x = 0,01 \cdot 2$		[%/% Δu]
	$\alpha_r = 0,16/2$	$\alpha_y = 0,30$		
	$\alpha_t = 0,32/2$	$\alpha_z = 0,03/2$		
	DIN 68100:2010 Keylwerth (1962) Neuhaus (1981) Sell (1989)	DIN EN 1995-1-1/NA:2013 DIN 68100:2010		

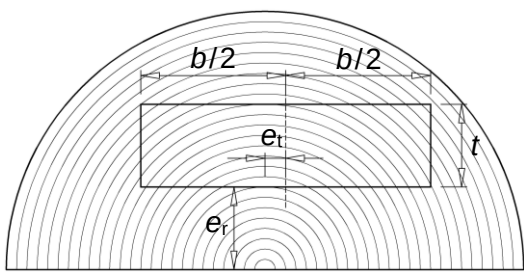
(Hinweis zu Querdehnungsquotienten: 1. Index: Richtung der Dehnung; 2. Index: Richtung der Kraft)

Durch die Anordnung von Verstärkungen wird das freie Schwinden des Brettschichtholzes behindert, sodass sich im Holz Relaxationsvorgänge einstellen werden. In Bezug dazu ermittelten Möhler & Maier (1970) sowie Steck (1985) in ihren Untersuchungen Relaxationswerte von rund 50%. Auf dieser Grundlage wurde hinsichtlich des zeitabhängigen Verhaltens von Holz ein vereinfachter Ansatz gewählt, indem die in Tabelle 14 angegebenen Schwindmaße von Holz halbiert wurden.

Bei den Verstärkungen in Form von Furnierschichtholz ist nach den einzelnen Richtungen zu differenzieren. Senkrecht zur Plattenebene tritt keine Behinderung auf, sodass in diese Richtung freies Schwinden angenommen wurde. In Plattenebene wird das Furnierschichtholz quer zur Plattenhaupttragrichtung (in Faserrichtung des Brettschichtholzes) mit einem Schwindmaß $\alpha_z = 0,03 \text{ \%}/\text{\%}\Delta u$ vom Brettschichtholz ($\alpha_l = 0,01 \text{ \%}/\text{\%}\Delta u$) behindert, mit der Folge von Relaxationsvorgängen im Furnierschichtholz. Daher wurde das Schwindmaß α_z ebenfalls halbiert. In Plattenhaupttragrichtung (quer zur Faser des Brettschichtholzes) stellt das Furnierschichtholz das behindernde Element dar, sodass in dieser Richtung im Furnierschichtholz Kriechvorgänge auftreten. In Anlehnung an einen k_{def} -Wert von 1,0 für Sperrholz NKL 2 nach DIN EN 1995-1-1:2010 wurde das Schwindmaß α_x verdoppelt. Es ist anzunehmen, dass dieser Wert angesichts des begrenzten Zeitrahmens der durchgeführten Versuche zu hoch gegriffen ist. Diese Überschätzung wird jedoch akzeptiert, da gleichzeitig das Schwindmaß in Plattenhaupttragrichtung $\alpha_x = 0,01 \text{ \%}/\text{\%}\Delta u$ als zu niedrig eingeschätzt wird. Kerto Q weist bei einer Plattenstärke von 24 mm einen Anteil an Querfurnieren von 25% auf, wird hinsichtlich des Schwindmaßes nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013 jedoch genauso behandelt wie Furnierschichtholz ohne Querfurniere. Sperrholz mit 50% Anteil an Querfurnieren weist dann jedoch das doppelte Schwindmaß auf. Aus Untersuchungen von Sonderegger & Niemz (2006) an Sperrholzplatten ist ersichtlich, dass im Luftfeuchtebereich 35% - 65% höhere Quellmaße auftreten als im höheren Feuchtebereich, d.h. es ist entscheidend für welchen Bereich die Werte angegeben sind. Zudem sind dort auch Beispiele mit geringem Queranteil (Sperrholz Lärche, 33% Anteil an Querfurnieren) und gleichzeitig Quellmaßen über $0,02 \text{ \%}/\text{\%}\Delta u$ zu finden. Insgesamt wird aufgrund dieser Tatsachen das Schwindmaß $\alpha_x = 0,01 \text{ \%}/\text{\%}\Delta u$ zwar beibehalten, zur Berücksichtigung des Kriechens jedoch verdoppelt.

Im Gegensatz zu einem orthotropen Modell mit alleiniger Unterscheidung zwischen parallel und quer zur Faserrichtung sind bei einem zylindrisch orthotropen Modell weitere geometrische Angaben in Form von Abständen des Zentrums in radialer und tangentialer Richtung zur Festlegung der genauen Einschnittsituation erforderlich, siehe Abbildung in Tabelle 15. Anhaltspunkte zur Festlegung eines für Lamellen von Brettschichtholzquerschnitten typischen Einschnitts bieten Untersuchungen von Dill-Langer & Aicher (1997), deren Ergebnisse in Tabelle 15 aufgelistet sind. Um diese Angaben auf eine breitere Basis zu stellen, wurden anhand der eigenen Prüfkörper die Lamellen einer Stichprobe von 12 Trägern (beide Hersteller, alle 3 Bauteilgruppen) hinsichtlich der Abstände e_r sowie e_t ausgewertet und ebenfalls in Tabelle 15 ergänzt.

Tabelle 15: Daten zum Einschnitt der Lamellen (Mittelwerte)

		Quelle		b [mm]	t [mm]	e_r [mm]	e_t [mm]
		Dill-Langer & Aicher (1997)		90	33	30	± 5
				140	33	45	± 6
		Eigene Versuche	Herst. B	140	31 - 32	26	± 8
			Herst. A	140	40 - 41	39	± 10

In Bezug auf den Lamellenaufbau des Brettschichtholzquerschnitts wurde das vertikale Maß e_r für alle Lamellen konstant gehalten, einzig die Ausrichtung der obersten Randlamelle war um 180° gegenüber den anderen Lamellen gedreht. Das Vorzeichen des horizontalen Maßes e_t wurde von Lamelle zu Lamelle in alternierender Form angesetzt. Dies hatte zur Konsequenz, dass der Querschnitt keine echte Symmetrie mehr aufwies. Vergleichsrechnungen zwischen Halb- und Gesamtquerschnitt zeigten jedoch einen vernachlässigbaren Einfluss, sodass für alle Berechnungen das Halbmodell unter Ausnutzung der Symmetrie herangezogen wurde.

Im Hinblick auf eine möglichst gute Übereinstimmung der numerischen Berechnungen mit den eigenen Versuchen wurden die eigens ermittelten Werte von Tabelle 15 mit Bezug zum jeweiligen Hersteller herangezogen. Für die folgenden Parameterstudien musste jedoch ein einziger Wert gewählt werden. Neben den vorliegenden Werten wurden dazu weitere Untersuchungen angestellt. Dazu wurde der Versuchsaufbau zur Bestimmung des E-Moduls quer zur Faser nach DIN EN 408:2012 (Zugversuch) unter Berücksichtigung der in Abbildung 29 angegebenen Kennwerte unter variierendem Einschnitt simuliert. Der vertikale Abstand e_r wurde dabei variiert, der horizontale Abstand e_t wurde mit $\pm 8\text{mm}$ konstant gehalten, bei 11 Lamellen über 400mm Höhe.

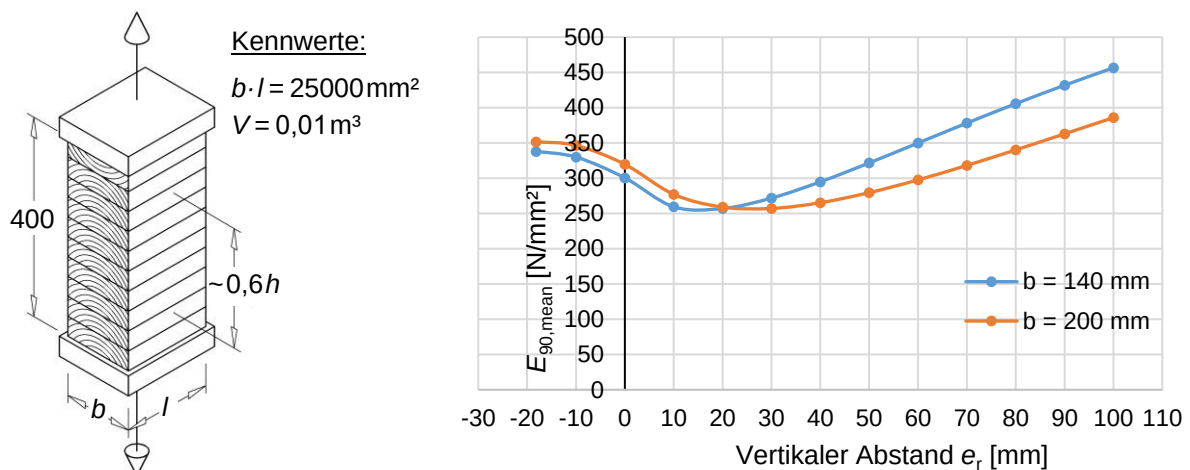


Abbildung 29: Numerische Bestimmung des E-Moduls von Brettschichtholz quer zur Faser $E_{90, \text{mean}}$ nach DIN EN 408:2012 in Abhängigkeit des Einschnitts der Lamellen

Abbildung 29 zeigt die Ergebnisse des mittleren E-Moduls quer zur Faser für 2 verschiedene Trägerbreiten unter variierendem Einschnitt. Plausibilitätsüberprüfungen mit "unendlich" großem Abstand e_r zeigten eine Konvergenz gegen den radialen E-Modul von Tabelle 14, was ideal horizontal verlaufenden Jahrringen entsprechen würde. Als maßgebend für Brettschichtholz werden die Stellen angesehen, an denen ein E-Modul von 300 N/mm^2 erreicht wird, da dies dem in

DIN EN 14080:2013 angegebenen Wert entspricht. Da die Trägerbreite $b = 140\text{mm}$ die Grundlage für die Parameterstudien bildete, wurde für diese Untersuchungen der Einschnitt mit $e_r = 40\text{mm}$ und $e_t = \pm 8\text{mm}$ festgelegt.

3.2.3 Axiale Verbundsteifigkeit Holz - Verstärkung

Hinsichtlich des Verbundes zwischen Verstärkungselement und Holz galt es die Fälle einer Klebung (Furnierschichtholz) und eines nachgiebigen Verbundes über die Verzahnung des Gewindes (Vollgewindeschrauben/Gewindestange) abzubilden. Ein Überblick über die verschiedenen Arten des Verbundes ist in Abbildung 30 gegeben.

Aufgeklebtes Furnierschichtholz wurde in einigen wenigen Beispielen explizit mit Klebefuge (Klebefugendicke $0,4\text{mm}$; Isotropes Material; $E = 3000\text{N/mm}^2$; $\nu = 0,4$) modelliert und mit Fällen ohne Klebefuge (starrer Verbund) verglichen. Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen zeigte sich nur ein marginaler Einfluss auf die Ergebnisse, sodass im weiteren Verlauf aus Gründen der Einfachheit mit einem starren Verbund weitergearbeitet wurde.

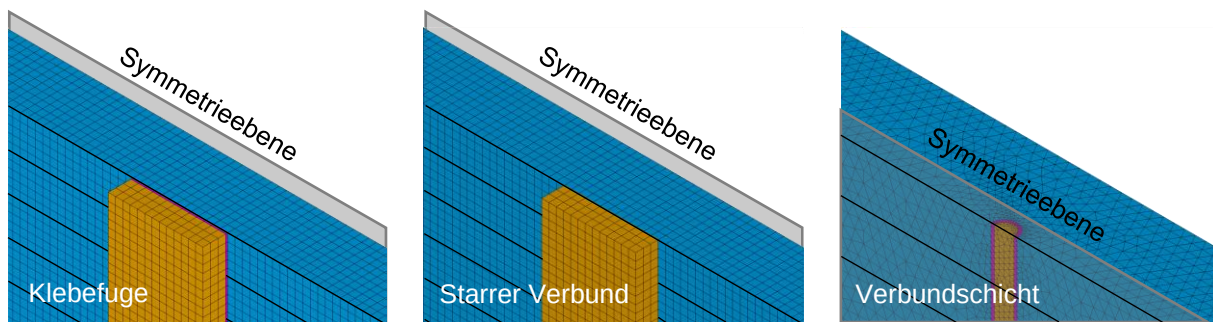


Abbildung 30: Verschiedene Arten des Verbundes zwischen Verstärkung und Holz

Das Auszugverhalten eingedrehter Vollgewindeschrauben/Gewindestangen lässt sich in 3-dimensionalen Modellen nach Anders (2008) über eine röhrenförmige, isotrope Verbundschicht abbilden. Dazu ist der axiale Verschiebungsmodul des Verstärkungselements entsprechend den folgenden beiden Gleichungen (1) und (2) in elastische Steifigkeitskennwerte umzurechnen, welche dann der Verbundschicht zugewiesen werden.

$$G_{Verbund} = \frac{K_{ax}}{2 \cdot l_{ef} \cdot \pi} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad (1)$$

$$E_{Verbund} = G_{Verbund} \cdot 2 \cdot (1 + \nu) \quad (2)$$

mit

- K_{ax} = Axialer Verschiebungsmodul
- l_{ef} = Einbindelänge
- d_a = Gewindeaußendurchmesser
- d_i = Kerndurchmesser

In Abbildung 31 - Abbildung 33 finden sich Angaben zu axialen Verschiebungsmoduln von innenliegenden, eingeschraubten Verstärkungselementen, welche sowohl in den experimentellen als auch in den numerischen Untersuchungen zum Einsatz kamen. Dabei sind Versuchsergebnisse sowie Angaben aus Zulassungen den Annahmen für die FEM-Berechnungen gegenübergestellt.

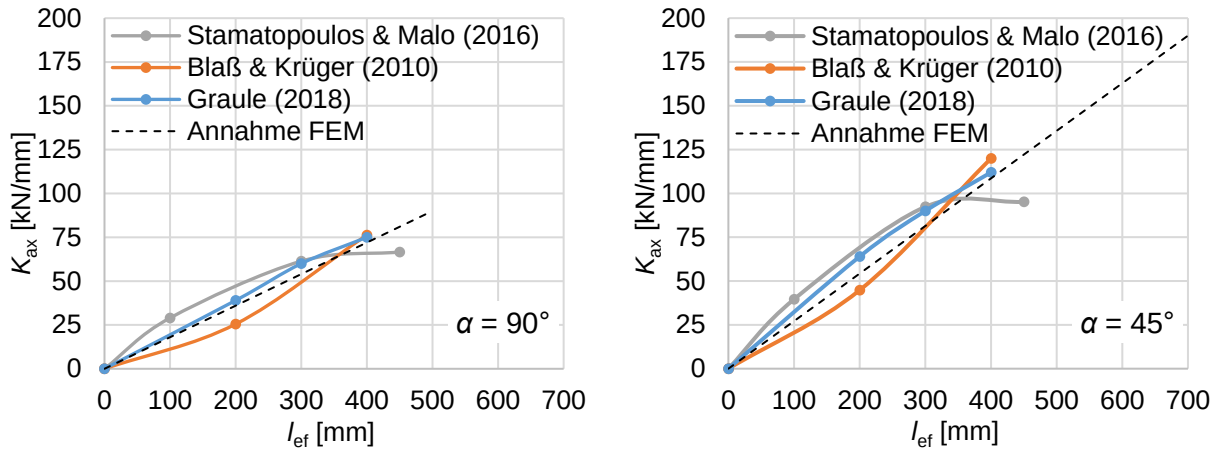


Abbildung 31: Axialer Verschiebungsmodul K_{ax} eingeschaubarer Gewindestangen $d = 20$ mm nach Z-9.1-777

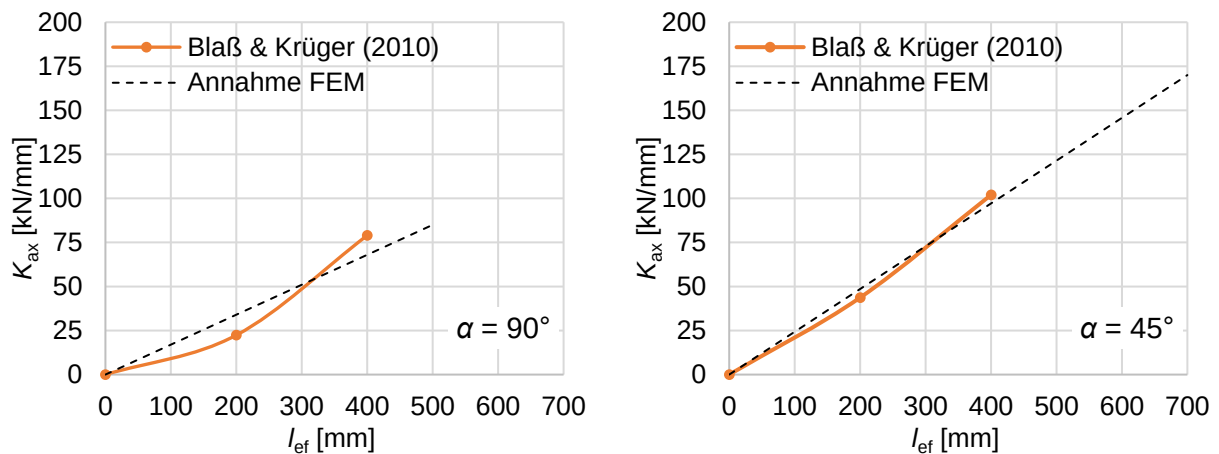


Abbildung 32: Axialer Verschiebungsmodul K_{ax} eingeschaubarer Gewindestangen $d = 16$ mm nach Z-9.1-777

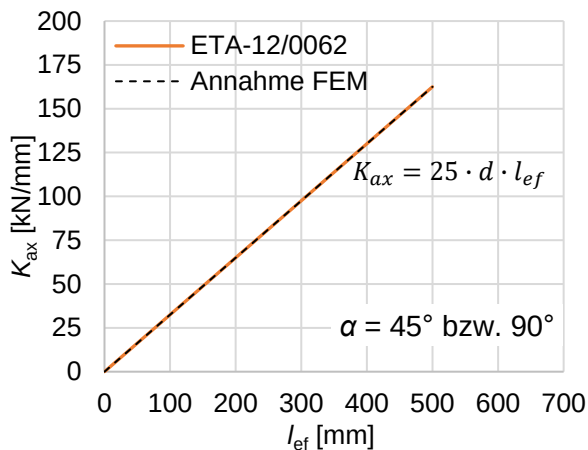


Abbildung 33: Axialer Verschiebungsmodul K_{ax} selbstbohrender Vollgewindeschrauben $d = 13$ mm nach ETA-12/0062

Die versuchstechnisch untersuchten Einbindelängen dieser Verstärkungselemente betrugen im Maximum $l_{ef} = 450$ mm. Da Extrapolationen nur sehr vorsichtig vorzunehmen sind, wurde die maximale Trägerhöhe der numerischen Untersuchungen auf 1 m begrenzt. Für diesen Fall ergibt sich im Maximum bei einer Neigung $\alpha = 45^\circ$ eine Verankerungslänge $l_{ef} = 707$ mm. Eine Extrapolation bis zu dieser Trägerhöhe wird akzeptiert, eine Extrapolation auf höhere Träger sollte damit jedoch nicht betrachtet werden.

3.2.4 Abbildung der Beanspruchung Feuchteänderung

Die Beanspruchung Feuchteänderung wurde über die Analogie Diffusion - Wärmedurchgang abgebildet, indem die Feuchteänderung als Temperaturänderung implementiert und die Schwindmaße den Wärmedehnungskoeffizienten zugewiesen wurden. Abbildung 34 veranschaulicht das Grundprinzip anhand verschiedener Situationen. Im Sinne einer realistischen Abbildung eines Trocknungsszenarios wurde die Feuchteänderung in Form einer kombinierten Beanspruchung aufgebracht. Diese besteht aus einem über die Querschnittsbreite konstantem Anteil Δu_{konst} sowie aus einem über die Querschnittsbreite veränderlichen Anteil Δu_{Breite} . Der über die Breite veränderliche Anteil Δu_{Breite} wurde in Form einer quadratischen Parabel approximiert.

Diese kombinierte Beanspruchung hat zur Konsequenz, dass für ein Ergebnis mehrere Berechnungen erforderlich sind, welche dann zu interpolieren sind. Wird der veränderliche Anteil Δu_{Breite} vorgegeben und der konstante Anteil Δu_{konst} variiert, ist die lineare Skalierbarkeit, welche beide Anteile betreffen würde, nicht mehr gegeben.

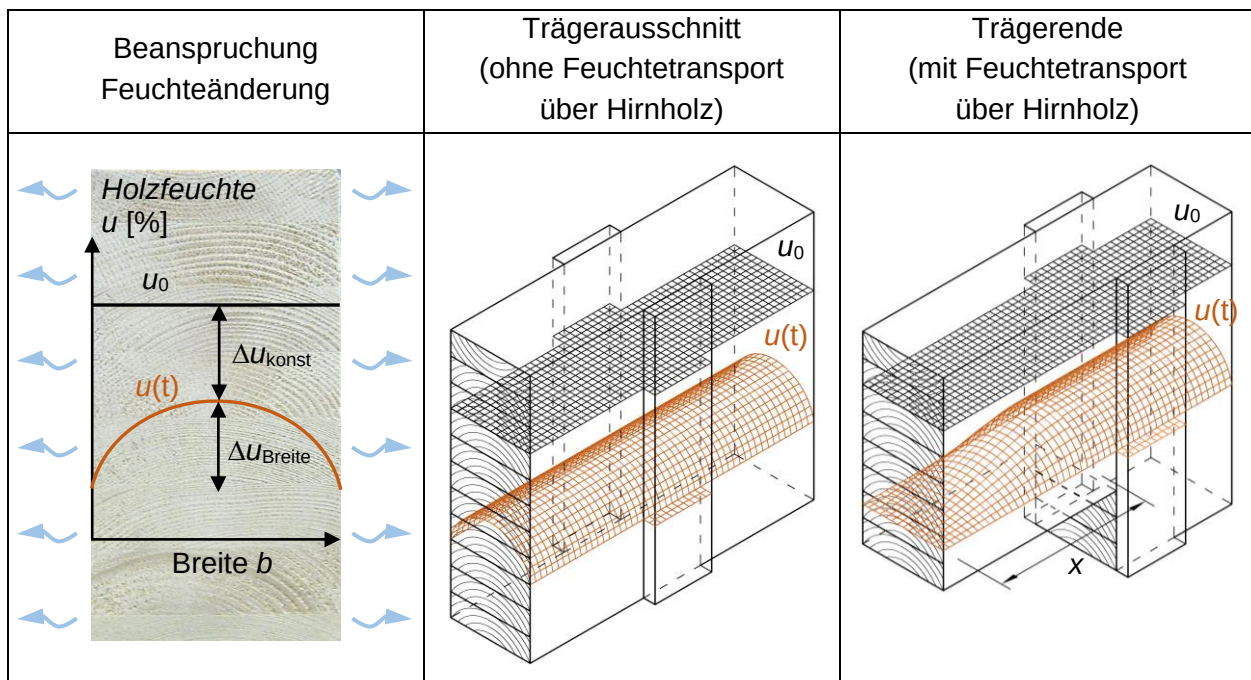


Abbildung 34: Vereinfachte Annahmen der Beanspruchung Feuchteänderung

In Querschnittsebene wird der Feuchtetransport ausschließlich über die Seitenflächen angenommen, ein Austausch über die Ober- bzw. Unterseite wird vernachlässigt. Für die Ergebnisse der hier durchgeführten Untersuchungen spielt diese Vereinfachung nur eine untergeordnete Rolle, da in diesen Bereichen keine Rissbildungen zu erwarten sind.

Eine weitere Konsequenz dieser Herangehensweise ist, dass hinsichtlich der Feuchteänderung nicht zwischen wechselnden Bauteilbereichen ohne und mit streifenförmiger, außenliegender Verstärkung unterschieden werden kann, siehe Abbildung 34 Mitte. In diesen Fällen wird unter den streifenförmigen Verstärkungen dieselbe Verteilung angenommen wie in den unverstärkten Bereichen, wodurch es unter den Streifen zu einer Überschätzung der Beanspruchung kommt. In den Streifen selbst wird eine konstante Feuchteverteilung angenommen, die dem Wert der unverstärkten Bereiche an den Seitenflächen entspricht.

Im Gegensatz zu Trägerausschnitten findet bei Ausklinkungen und Durchbrüchen zusätzlich ein Feuchteausaustausch über die Hirnholzflächen statt, sofern diese nicht versiegelt werden. Da die

Diffusionskoeffizienten in Faserrichtung deutlich höher sind als quer zur Faser, bildet sich zum Hirnholz hin ein zusätzliches Feuchtegefälle aus, siehe hierzu auch die Ergebnisse des Abschnitts 2.3.3. Berücksichtigt wurde dies, indem an allen Hirnholzflächen dieselben Ausgleichsfeuchten wie an den Seitenflächen angenommen wurden. Ausgehend von den Hirnholzflächen wurden die Feuchteverteilungen in Faserrichtung über eine Länge x , welche aus den Versuchsergebnissen mit ca. 300mm übernommen wurde, bis zur quadratischen Verteilung linear ansteigend angenähert, siehe Abbildung 34 rechts.

3.2.5 Kriterium Rissbildung

Infolge der vergleichsweise genauen Modellierung der Brettschichtholzstruktur entsprechend Abschnitt 3.2.2 kommt es insbesondere an den Lamellenübergängen infolge der sich sprunghaft ändernden Jahrringorientierung zu Spannungskonzentrationen, siehe Abbildung 35. Eine Betrachtung von einzelnen Spannungswerten zur Beurteilung einer beginnenden Rissbildung erscheint daher nicht sinnvoll.

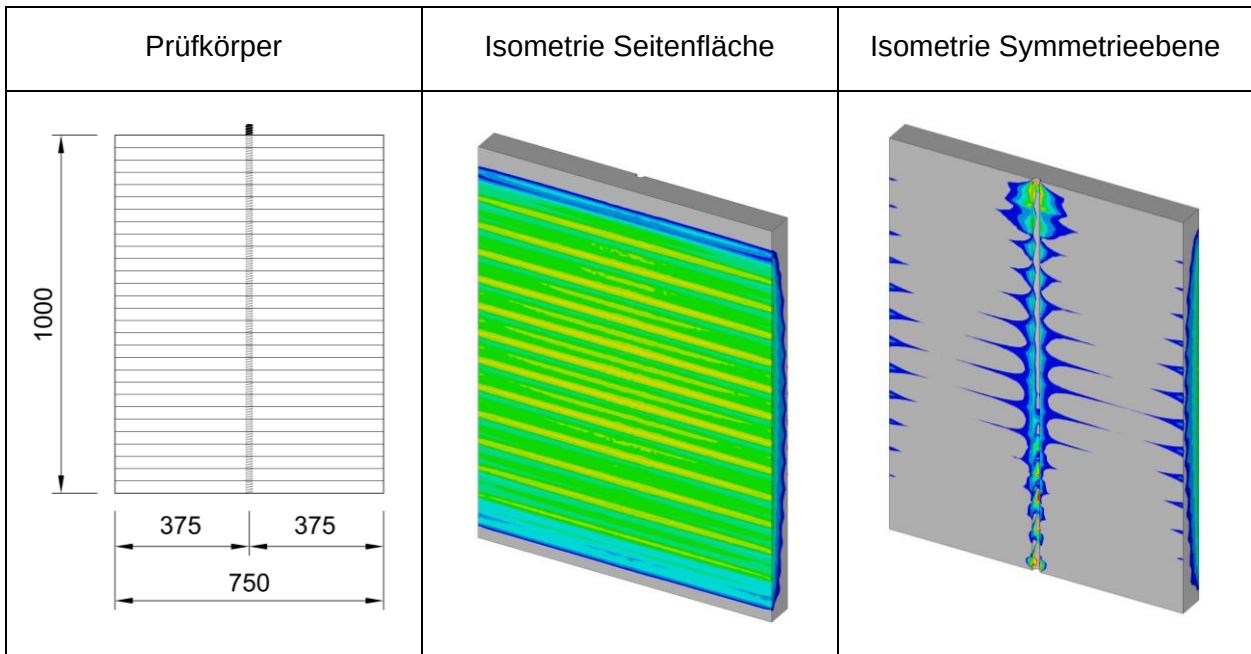


Abbildung 35: Querzugbeanspruchtes Volumen anhand eines exemplarischen Prüfkörpers

Stattdessen wurde auf einen Ansatz zurückgegriffen, bei dem sämtliche querzugbeanspruchte Elemente integrativ entsprechend den folgenden Gleichungen (3) - (5) auf Basis wahrscheinlichkeitsbasierter Betrachtungen nach Weibull (1939) ausgewertet wurden.

$$\sigma_{t,90,max} = k_{dis} \cdot k_{vol} \cdot f_{t,90,mean} \quad (3)$$

$$k_{dis} = \left(\frac{V}{V^*} \right)^{\frac{1}{k}} \quad \text{mit} \quad V^* = \int \left(\frac{\sigma_{t,90}(x,y,z)}{\sigma_{t,90,max}} \right)^k dV \quad (4)$$

$$k_{vol} = \left(\frac{V_0}{V} \right)^{\frac{1}{k}} \quad \text{mit} \quad V_0 = 0,01m^3 \text{ und } k = 5 \quad (5)$$

Dieser Ansatz wurde beispielsweise im Bereich von Durchbrüchen von Höfflin (2005), Danielsson (2009) und Danzer et al. (2017) zielführend angewandt. Als Mittelwert der Querzugfestigkeit

$f_{t,90,\text{mean}}$ bezogen auf das Referenzvolumen $V_0 = 0,01\text{m}^3$ wurde ein Wert von $0,83\text{N/mm}^2$ angesetzt. Dies entspricht einem mittleren Wert der Ergebnisse nach Aicher & Dill-Langer (1997) ($0,89\text{N/mm}^2$) sowie Blaß et al. (1998) ($0,77\text{N/mm}^2$). Aus zahlreichen Quellen [Möhler & Steck (1977), Hoffmeyer (1995), Blaß & Sandhaas (2016), Gerhards (1982), Goulet (1960)] ist bekannt, dass sich die Querkzugfestigkeit im baupraktischen Bereich von 8% - 20% Holzfeuchte um etwa $2\%/ \Delta u$ ändert. Unter Berücksichtigung einer im Vorfeld abgeschätzten Differenzfeuchte von $\Delta u = 4\%$ bis zur einer beginnenden Rissbildung bei einem Ausgangsmaterial mit $u_0 = 12\%$ wurde der oben genannte Wert $f_{t,90,\text{mean}}$ für alle folgenden Untersuchungen entsprechend auf $0,90\text{N/mm}^2$ erhöht.

3.3 Vergleich mit Versuchen

Zur Beurteilung der Qualität der numerischen Modelle werden im Folgenden Gegenüberstellungen sowohl mit unverstärkten als auch verstärkten Versuchen dargestellt.

3.3.1 Unverstärkte Konfiguration nach Möhler & Steck (1977)

Aus Untersuchungen von Möhler & Steck (1977) ist bekannt, dass an unverstärkten Prüfkörpern ab einer Feuchtegradienten von $\approx 4\%$ - 5% zwischen Bauteilmitte und einem 1cm breiten Randstreifen mit Rissen zu rechnen ist. In Abbildung 36 sind neben den wesentlichen Kennwerten der Prüfkörper die querzugbeanspruchten Prüfkörperbereiche sowie der quantitative Vergleich zwischen Versuch und Simulation dargestellt. Da keine genauen Angaben zum Einschnitt der Lamellen der Versuche von Möhler & Steck (1977) vorlagen, wurden die Ergebnisse von Abschnitt 3.2.2 mit Werten $e_r = 40\text{mm}$ und $e_t = \pm 8\text{mm}$ herangezogen.

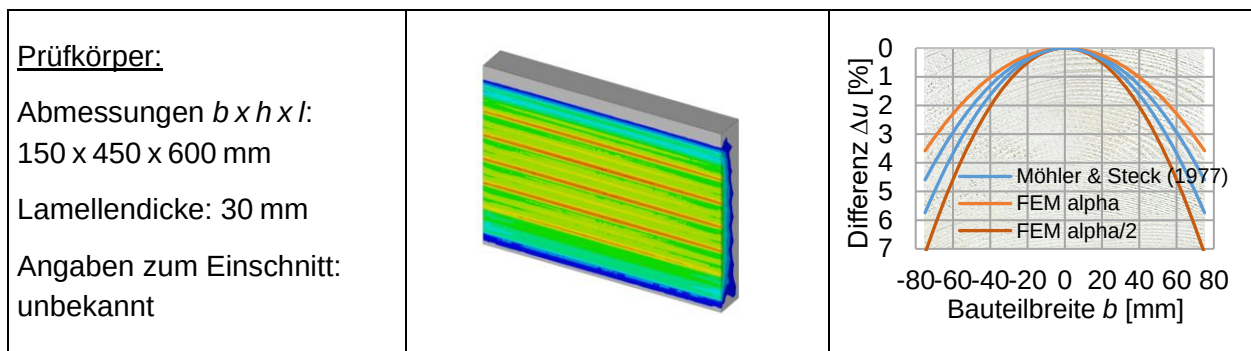


Abbildung 36: Vergleich mit Versuchsergebnissen von Möhler & Steck (1977)

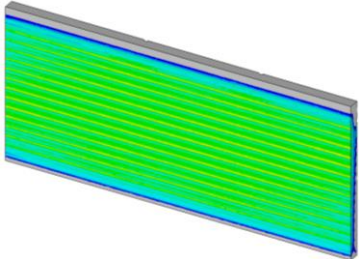
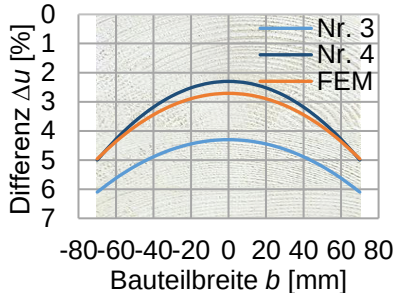
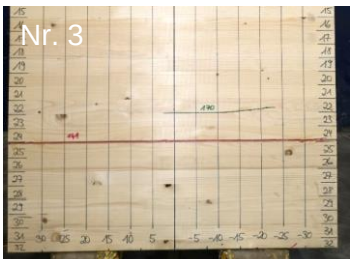
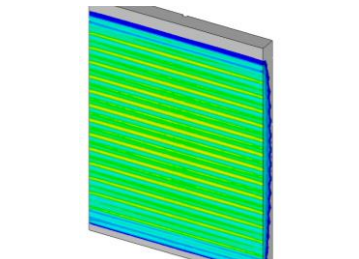
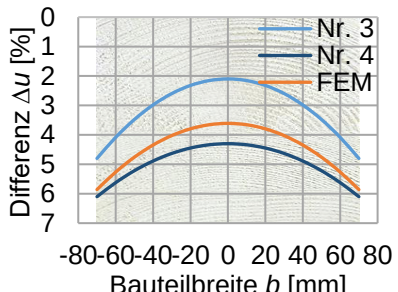
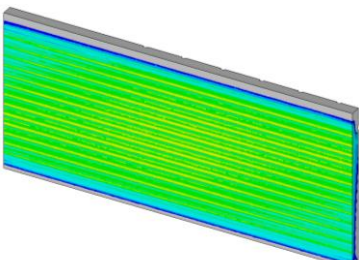
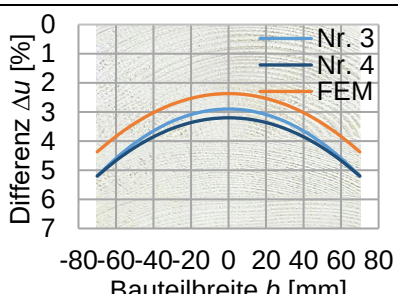
Der Vergleich ist dabei sowohl in Form eines unbehinderten Schwindens (α) als auch in Form eines behinderten Schwindens ($\alpha/2$) geführt. Es zeigt sich, dass die Versuchsergebnisse zwischen diesen beiden Zuständen liegen. Die Ergebnisse aus Abschnitt 2.3.5 deuten an, dass auch hier kein ideal freies Schwinden vorliegt, sondern sich auch hier in gewissem Maße Relaxationsvorgänge einstellen. Wie hoch diese genau sind, kann an dieser Stelle nicht beantwortet werden. Die Übereinstimmung von Versuch und Simulation wird jedoch als ausreichend angesehen.

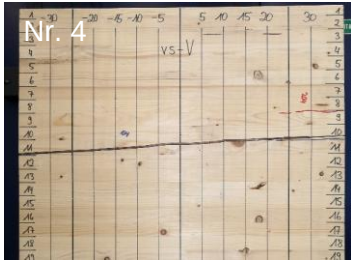
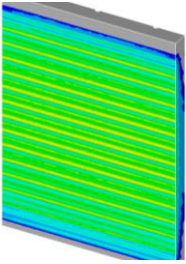
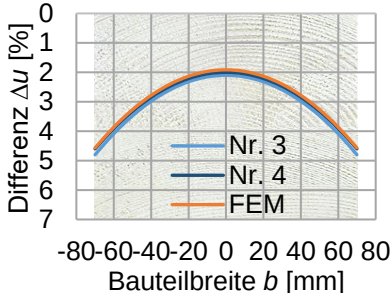
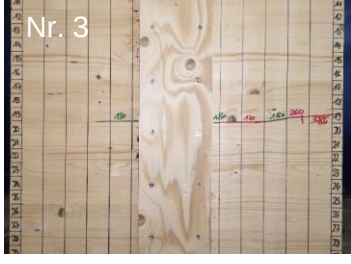
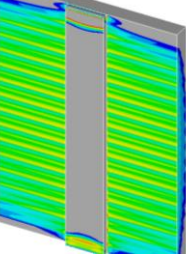
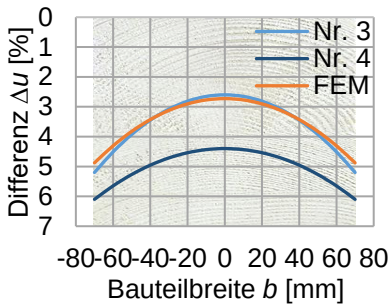
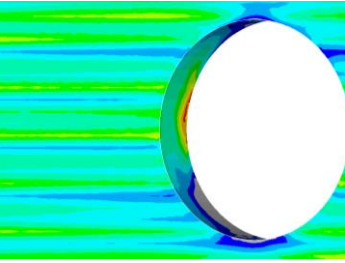
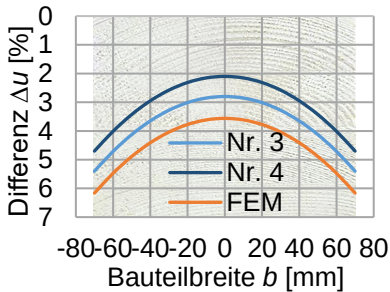
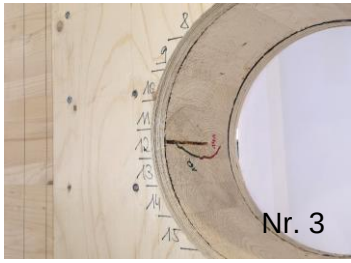
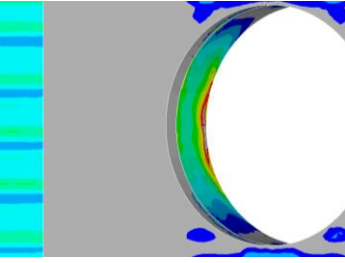
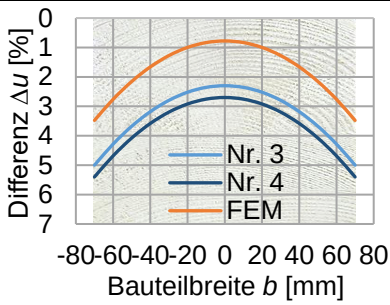
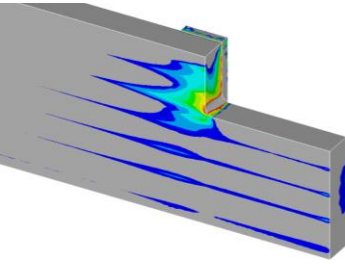
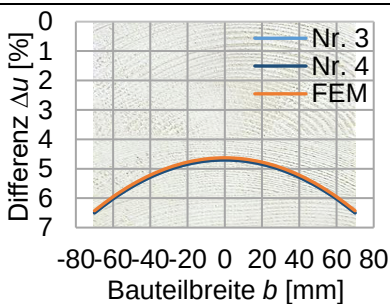
3.3.2 Verstärkte Konfigurationen der eigenen Versuche

Von besonderem Interesse im Rahmen dieser Untersuchungen ist jedoch ein Vergleich mit den verstärkten Konfigurationen der eigenen Versuche. In Anbetracht der in statistischer Hinsicht geringen Anzahl an Prüfkörpern einer Konfiguration je Hersteller (2 Stück) wurde ein Vergleich nur für diejenigen Konfigurationen vorgenommen, bei welchen an beiden Prüfkörpern eines Herstellers gleichzeitig Risse zu erkennen waren, siehe hierzu Abschnitt 2.3.4. Für die Modellierung des Brettschichtholzaufbaus wurden die separat für den jeweiligen Hersteller bestimmten Werte verwendet, siehe Tabelle 15.

Tabelle 16 zeigt für jede Konfiguration neben der tatsächlich vorliegenden Rissituation die numerisch ermittelten, querzugbeanspruchten Bereiche sowie den quantitativen Vergleich zwischen versuchstechnisch sowie numerisch ermittelter Feuchteverteilung bei Rissbildung. Wenngleich die Aussagekraft in statistischer Hinsicht bei einer Prüfkörperanzahl von 2 Prüfkörpern je Konfiguration eingeschränkt ist, deutet sich in den meisten Fällen eine ausreichende Übereinstimmung an.

Tabelle 16: Vergleich Versuch - Simulation verstärkter Konfigurationen

VA-GWS-45°-1-750-3/4	Nr. 4 		
VA-GWS-90°-1-750-3/4	Nr. 3 		
VA-GWS-45°-1-250-3/4	Nr. 4 		

VA-GWS-90°-1-250-3/4			
VA-FSH-90°-2-750-3/4			
D-GWS-90°-1-_-3/4			
D-FSH-90°-2-_-3/4			
A-FSH-90°-2-_-3/4			

Alleinig im Fall der außenliegend verstärkten Durchbrüche zeigen sich größere Abweichungen. Dies wird im Zusammenhang mit den im Abschnitt 3.2.4 getroffenen Aussagen zur Abbildung der Beanspruchung Feuchteänderung bei wechselnden Bauteilbereichen mit und ohne außenliegende Verstärkung gesehen. Dabei scheint die Abmessung des aufgetragenen Furnierschichtholzes eine Rolle zu spielen. In der Konfiguration "Ausklinkung" ist bei der verwendeten Breite des Plattenstreifens von $l_r = 100$ mm eine sehr gute Übereinstimmung zu erkennen. Bei der Konfiguration "Verteilte Anordnung" mit einer Breite des Plattenstreifens von $l_r = 160$ mm zeigt sich

eine mäßige gute Übereinstimmung und bei der Konfiguration “Durchbrüche“ mit Plattenabmessungen von 610mm zeigt sich keine gute Übereinstimmung. Je größer die Abmessung der Platte desto mehr weicht das aufgebrachte Feuchteprofil von der tatsächlich im Versuch bestimmten, räumlichen Holzfeuchteverteilung ab. Da der gedämpfte Feuchtetransport durch die außenliegende Platte mit der abgebildeten Beanspruchung überschätzt wird, resultieren daraus in der Simulation im Vergleich zur Realität geringere Feuchtedifferenzen bei beginnender Rissbildung.

Um das Verhalten bei außenliegend verstärkten Durchbrüchen realistisch abbilden zu können, wäre eine grundsätzlich andere Analyseart erforderlich. Mithilfe von transienten Simulationen des Feuchtetransports könnte eine realistische, räumliche Holzfeuchteverteilung ermittelt werden, die dann in einem weiteren Schritt als Beanspruchung auf das Bauteil aufgebracht werden könnte. Unter Berücksichtigung der Bauteilabmessungen, welche maßgebend die Modellgröße bestimmen, dem notwendigen Umfang der Parameterstudien sowie der verfügbaren Rechenleistung wurde ein derartiges Vorgehen in Rahmen dieses Vorhabens als nicht zielführend erachtet. Infolgedessen wurde bei den folgenden Parameterstudien die Konfiguration Durchbrüche mit außenliegender Verstärkung ausgeschlossen.

3.4 Parameterstudien

3.4.1 Generelle Annahmen

Hinsichtlich des Einschnitts der Lamellen wurde sich an den Ergebnissen von Abschnitt 3.2.2 mit Werten $e_r = 40\text{mm}$ und $e_t = \pm 8\text{mm}$ orientiert. Als Lamellenstärke wurden 35mm angestrebt, wobei diese Stärke in Abhängigkeit der untersuchten Bauteilhöhe geringfügig abgeändert wurde, um eine ganzzahlige Lamellenanzahl zu erhalten.

Die Beanspruchung in Form einer Feuchteänderung wurde nach Abschnitt 3.2.4 aufgebracht. Hierbei wurde der über die Trägerbreite veränderliche Anteil Δu_{Breite} durchgehend auf 3% festgelegt, während der konstante Anteil Δu_{konst} variiert wurde, bis die Querkzugfestigkeit erreicht war. Aus Gründen der leichteren Nachvollziehbarkeit erfolgt die Darstellung der Ergebnisse in der Form, dass die kombinierte Feuchtebeanspruchung in eine über die Querschnittsbreite gemittelte, konstante Differenzfeuchte $\Delta u = \Delta u_{\text{konst}} + \Delta u_{\text{Breite}}/3$ umgerechnet wurde. Mithilfe des veränderlichen Anteils $\Delta u_{\text{Breite}} = 3\%$ sollte ein Trocknungsprozess realitätsnah nachempfunden werden, gleichzeitig aber keine extreme Situation widerspiegeln, welche dazu führt, dass eine von den Bauteiloberflächen ausgehende Schwindrissbildung infolge einer übermäßig hohen Gradienten auch ohne eine Verstärkung auftritt. Letztendlich spiegelt die gewählte Feuchtebeanspruchung in Bezug auf die Trocknungsgeschwindigkeit in etwa die Situation der Träger des Herstellers B wieder. Krabbe & Neuhaus (1989) berichten von einem Tragwerk aus der Praxis mit unverstärkten Holzbauteilen ähnlicher Ausgangsfeuchte, geringfügig größerer Bauteilbreite sowie einer geringfügig höheren Trocknungsgeschwindigkeit, in Summe aber ähnliche Verhältnisse.

In Bezug auf die Verstärkungsgrade der einzelnen Konfigurationen sei darauf hingewiesen, dass diese bewusst in einer großen Bandbreite mit teils sehr hohen aber auch sehr niedrigen Werten abgebildet wurden, um einzelne Effekte deutlicher erscheinen zu lassen. Am Ende jeder Parameterstudie erfolgt dann jeweils eine Angabe für eine realitätsnahe Bandbreite.

3.4.2 Parameterstudie Verteilte Anordnungen

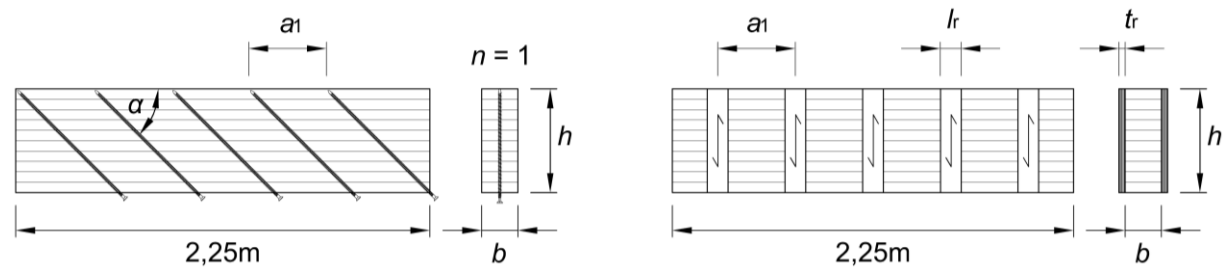
Tabelle 17 gibt einen Überblick über die variierten Parameter der Konfigurationen „Verteilte Anordnungen“.

Die Abstände $a_1 = 0,75h$ bzw. $0,25h$ wurden an die Regelungen der DIN EN 1995-1-1/NA:2013 angelehnt, wobei die Untergrenze von der Bauteilhöhe abhängig gemacht wurde. Zusätzlich wurde ein weiterer Abstand $a_1 = 2,25h$ aufgenommen, welcher die Situation einer alleine wirkenden Verstärkung in einem Trägerabschnitt abbilden soll.

Die Ergebnisse wurden für beide Trägerhöhen durchgehend auf eine Bezugslänge von 2250 mm angegeben. Um Randeffekte insbesondere bei geneigten Anordnungen auszuschließen, wurden in allen Fällen mindestens 3 Verstärkungselemente modelliert, ein Streifen der Länge a_1 um die mittlere Verstärkung ausgewertet und das Ergebnis unter Berücksichtigung der den Gleichungen (3) - (5) zugrundeliegenden Volumengesetzmäßigkeit $(a_1/2250)^{0,2}$ auf die Bezugslänge 2250 mm umgerechnet. Auf diese Weise lässt sich sicherstellen, dass das Ergebnis tatsächlich einen Ausschnitt aus einem längeren Träger darstellt. Die Bezugslänge von 2250 mm wurde willkürlich festgelegt und ergab sich aus dem größten gewählten Abstand a_1 in Kombination mit der größeren der beiden untersuchten Trägerhöhen $h = 1\text{ m}$.

Zusätzlich zu den eingeschraubten, innenliegenden Konfigurationen wurden im Fall der größeren Trägerhöhe auch eingeklebte, innenliegende Konfigurationen betrachtet. Dazu wurden der Verbundfuge die Eigenschaften von Klebstoff (Isotropes Material; $E = 3000\text{ N/mm}^2$; $\nu = 0,4$) bei einer angenommenen Verbundfugendicke von 3 mm zugewiesen.

Tabelle 17: Übersicht der variierten Parameter „Verteilte Anordnungen“

		
Trägerabmessungen	$b = 140\text{ mm}$ $h = 500\text{ mm}; 1000\text{ mm}$	
Verstärkungsarten	<u>Eingeschraubt:</u> VGS $d = 13\text{ mm}$ GWS $d = 16\text{ mm}; 20\text{ mm}$	(ETA-12/0062) (Z-9.1-777)
	<u>Ein-/Aufgeklebt:</u> GWS $d = 16\text{ mm}$ FSH $t_r \times l_r = 24 \times 80\text{ mm}$ ($h = 500\text{ mm}$) $t_r \times l_r = 24 \times 160\text{ mm}$ ($h = 1000\text{ mm}$)	(Z-9.1-777) (Z-9.1-847)
Abstände Verstärkungen	$a_1 = 2,25h; 0,75h; 0,25h$	
Neigung der Verstärkungen	$\alpha = 45^\circ; 90^\circ$	
Anzahl der Verstärkungen über Trägerbreite	$n = 1$ innenliegend $n = 2$ außenliegend	

In Abbildung 37 sind die Ergebnisse der kleineren Trägerhöhe $h = 500$ mm dargestellt.

Erwartungsgemäß führt ein zunehmender Verstärkungsgrad bei allen Verstärkungsarten zu abnehmenden kritischen Differenzfeuchten. In den Fällen der Konfigurationen mit den geringsten Abständen ($a_1 = 0,25h$) reduzieren sich die Differenzfeuchten im Vergleich zu den Konfigurationen mit einzelnen Anordnungen ($a_1 = 2,25h$) auf etwa 60 % - 65 %.

Hinsichtlich der Verstärkungsarten fällt auf, dass sich bei Gewindestangen trotz des größeren Durchmessers höhere Differenzfeuchten ergeben als bei Vollgewindeschrauben mit einem kleineren Durchmesser. Dies lässt sich über einen Vergleich der axialen Verschiebungsmoduln (Abbildung 32 und Abbildung 33) erklären. Aus diesen Abbildungen ist ersichtlich, dass der Wert von Vollgewindeschrauben deutlich über den Werten der Gewindestangen liegt. Höhere axiale Verschiebungsmoduln führen zu einem ausgeprägteren Sperreffekt mit niedrigeren Differenzfeuchten.

In Bezug auf die Neigung lässt sich folgern, dass sich unter $\alpha = 45^\circ$ geneigte Verstärkungselemente hinsichtlich eines Sperreffekts günstiger verhalten als bei einer Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$. In der Tendenz scheint der Unterschied in den ermittelten Differenzfeuchten zwischen den beiden Neigungen mit zunehmendem Verstärkungsgrad zuzunehmen. Der Grund für den geringeren Unterschied im Fall von Gewindestangen ist wiederum im Bereich des axialen Verschiebungsmoduls zu suchen. Während der angegebene axiale Verschiebungsmodul von Vollgewindeschrauben entsprechend den Angaben in ETA-12/0062 unabhängig vom Winkel α ist, weisen unter $\alpha = 45^\circ$ geneigte Gewindestangen im Vergleich zu einer Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$ höhere Werte auf, siehe Abbildung 31 und Abbildung 32. Demzufolge wird der geringere Sperreffekt bei $\alpha = 45^\circ$ zum Teil durch eine höhere Verbundsteifigkeit zunichte gemacht. Im Vergleich zu einer Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$ steigen die Differenzfeuchten unter $\alpha = 45^\circ$ um etwa 20 % - 25 % an.

Insgesamt bewegen sich die kritischen Differenzfeuchten für Bandbreiten realistischer Verstärkungsgrade im Fall innenliegender Verstärkungen im Bereich $\Delta u \approx 4,5\%$ - 5,5% (Querzug: $d = 13/16$ mm, $\alpha = 90^\circ$, $a_1 = 0,75h$; Schub: $d = 13/16$ mm, $\alpha = 45^\circ$, $a_1 = 0,25h$) sowie im Fall außenliegender Verstärkungen im Bereich $\Delta u \approx 3,25\%$ - 3,75% (Querzug: $a_1 = 0,75h$; Schub: vollflächig).

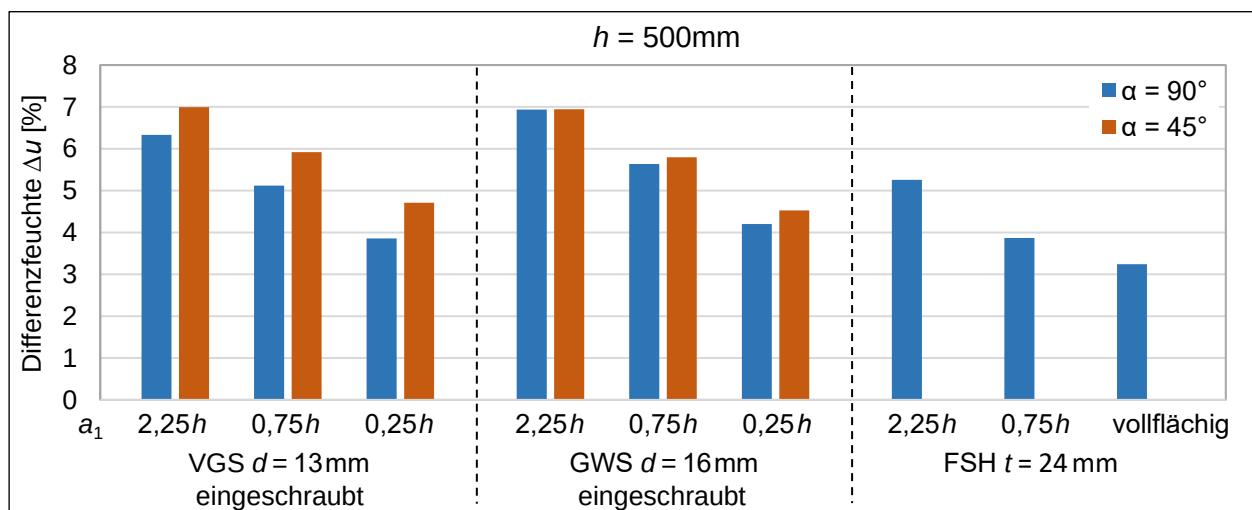


Abbildung 37: Ergebnisse der Konfigurationen "Verteilte Anordnungen" - Trägerhöhe $h = 500$ mm

In Abbildung 38 sind die Ergebnisse der größeren Trägerhöhe $h = 1000$ mm dargestellt.

Im Vergleich zur kleineren Trägerhöhe ergeben sich über alle Konfigurationen hinweg deutlich geringere Differenzfeuchten, d.h. die Bauteilhöhe übt einen bedeutenden Einfluss auf die Gefahr der Rissbildung aus.

Gewindestangen $d = 20$ mm zeigen im Vergleich zu Gewindestangen $d = 16$ mm in einen geringfügig höheren Sperreffekt.

Interessant erscheint an dieser Auswertung das Verhalten eingeklebter Gewindestangen. In diesen Konfigurationen fällt die Differenz zwischen $\alpha = 90^\circ$ und $\alpha = 45^\circ$ im Vergleich zu eingeschraubten Verstärkungen ausgeprägter aus und der Anstieg der Differenzfeuchten beläuft sich auf etwa 35%. Dies unterstützt die obige Aussage, dass die Differenz mit zunehmendem Verstärkungsgrad bzw. Steifigkeit zunimmt.

Insgesamt bewegen sich die kritischen Differenzfeuchten für Bandbreiten realistischer Verstärkungsgrade im Fall innenliegender, eingeschraubter Verstärkungen im Bereich $\Delta u \approx 2,75\% - 3,5\%$ (Querzug: $d = 16/20$ mm, $\alpha = 90^\circ$, $a_1 = 0,75h$; Schub: $d = 16/20$ mm, $\alpha = 45^\circ$, $a_1 = 0,25h$) sowie im Fall außenliegender Verstärkungen im Bereich $\Delta u \approx 2,50\% - 2,75\%$ (Querzug: $a_1 = 0,75h$; Schub: vollflächig). Verglichen mit den Werten der kleineren Trägerhöhe lässt sich feststellen, dass die Gefahr der Rissbildung infolge Feuchteänderungen insbesondere bei verstärkten Trägern mit größeren Trägerhöhen vorhanden ist.

Im Vergleich zu den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen liegen die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen etwas niedriger. Dies liegt zum einen an der gewählten Bezugsgröße von 2250mm statt 750mm, wodurch sich der Volumeneinfluss mit dem Faktor $(750/2250)^{0,2} = 0,80$ bemerkbar macht. Die den numerischen Untersuchungen zugrunde gelegte Feuchtegradienten über die Querschnittsbreite $\Delta u_{\text{Breite}} = 3\%$ ist im Vergleich zu den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen etwas höher, was einen etwas schnelleren Trocknungsprozess und damit eine etwas höhere Beanspruchung abbildet. Ein weiterer Aspekt ist der im numerischen Modell nur in vereinfachter Weise abbildbare Einfluss von Langzeiteinflüssen in Form von Relaxationsvorgängen.

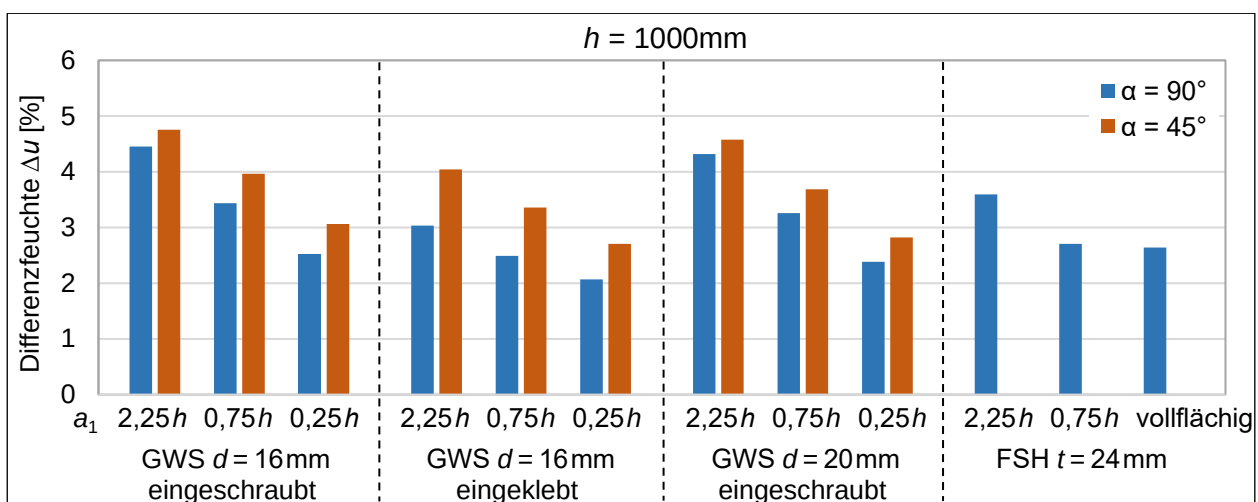


Abbildung 38: Ergebnisse der Konfigurationen "Verteilte Anordnungen" - Trägerhöhe $h = 1000$ mm

Zusätzlich zu dieser Parameterstudie wurde der generelle Einfluss der Bauteilhöhe anhand der Konfiguration einer eingeklebten Gewindestange $d = 16$ mm bei variierender Bauteilhöhe entsprechend Abbildung 39 untersucht. Der Wahl einer eingeklebten Verstärkung begründet sich aus der begrenzten Möglichkeit der Extrapolation von Versuchsergebnissen axialer Verbundsteifigkeiten eingeschraubter Gewindestangen, siehe Abschnitt 3.2.3. Die Klebung wurde wiederum über ein isotropes Material ($E = 3000 \text{ N/mm}^2$; $\nu = 0,4$) mit einer Verbundfugendicke von 3 mm abgebildet.

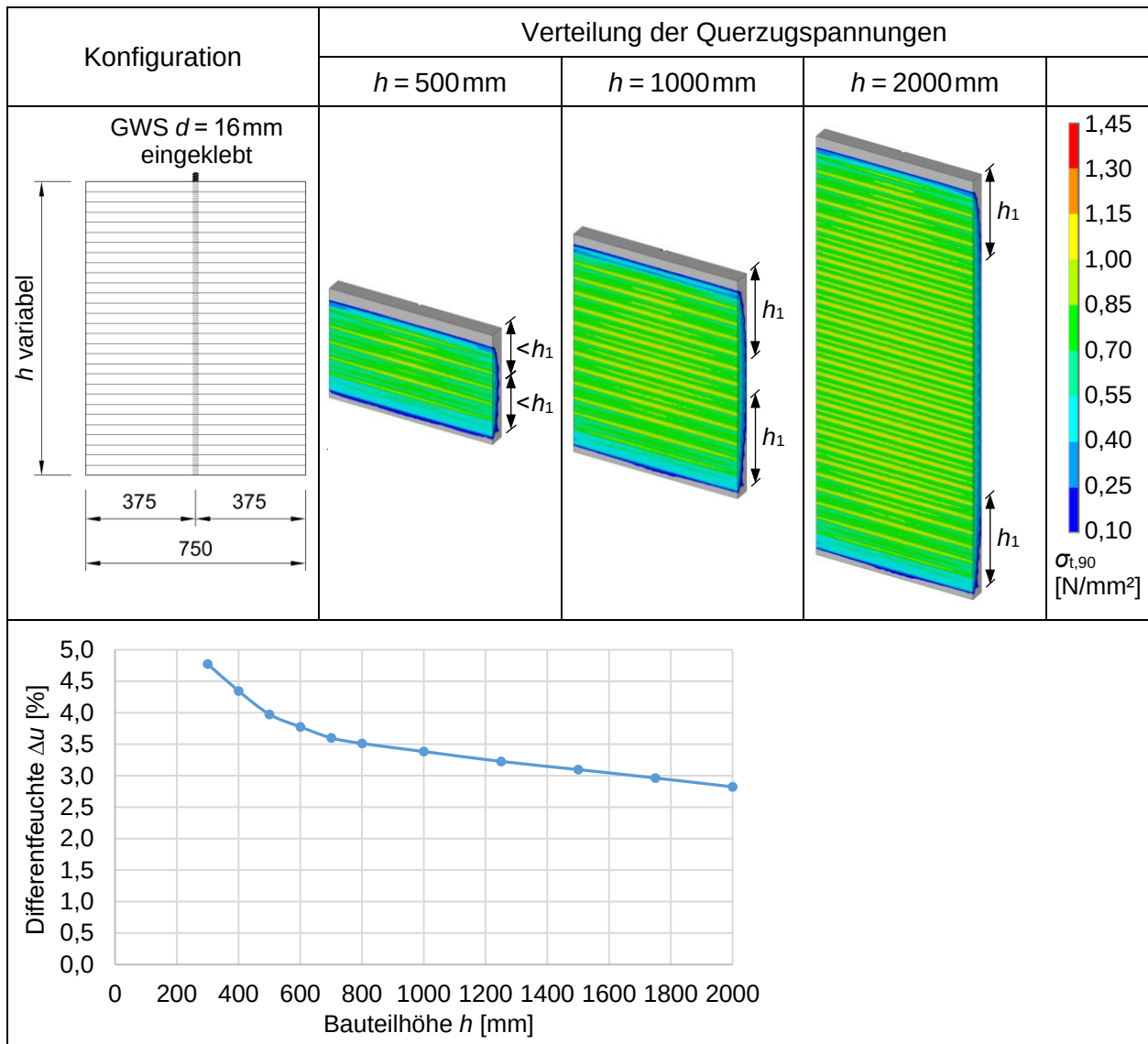


Abbildung 39: Konfiguration und Ergebnisse bei variierender Bauteilhöhe

Neben der Prüfkörperkonfiguration sind in Abbildung 39 Verteilungen der Querkzugspannungen infolge einer Feuchteänderung $\Delta u_{\text{konst}} = 2,5\%$, $\Delta u_{\text{Breite}} = 3\%$ sowie kritische Differenzfeuchten in Abhängigkeit der Bauteilhöhe dargestellt. Es zeigt sich, dass sich eine Änderung der Bauteilhöhe bei geringen Höhen deutlich auf die kritischen Differenzfeuchten auswirkt. Mit zunehmender Bauteilhöhe nimmt dieser Einfluss ab, was sich im Verlauf der Differenzfeuchte näherungsweise in der Konvergenz gegen eine konstante Abnahme äußert. Erläutern lässt sich dieses Verhalten anhand der Verteilungen der Querkzugspannungen. Ausgehend von den oberen und unteren Bauteilrändern nehmen die Querkzugspannungen über eine in Abbildung 39 als h_1 gekennzeichnete Höhe zu. Über diese Höhe hinausgehend ändern sich die Querkzugspannungen in den dazwischenliegenden Bauteilbereichen auch mit zunehmender Bauteilhöhe jedoch kaum noch. Dies

bedeutet, dass die konstante Abnahme der Differenzfeuchten bei größeren Bauteilhöhen vor allem die Gesetzmäßigkeit des querzugbeanspruchten Volumens entsprechend Gleichung (5) zurückzuführen ist. Mit abnehmender Bauteilhöhe $< 2 \cdot h_1$ nehmen auch die sich einstellenden, maximalen Querzugspannungen ab. Dementsprechend wirkt sich bei geringeren Bauteilhöhen neben der Gesetzmäßigkeit des querzugbeanspruchten Volumens auch die absolute Höhe der Querzugspannungen aus, was sich letztendlich in einem ausgeprägteren Einfluss der Bauteilhöhe äußert.

3.4.3 Parameterstudie Durchbrüche

Im Gegensatz zu verteilten Anordnungen werden die Verstärkungselemente bei Durchbrüchen in der Regel nicht über die gesamte Trägerhöhe eingebracht. Ausgehend von der potentiellen Rissebene unter Belastung werden die Verstärkungselemente um ein Maß l_{ef} weitergeführt, sodass diese zur Übertragung der auftretenden Kräfte ausreichend verankert sind. Da Gewindestangen vorgebohrt werden müssen, hat die stirnseitige Fläche in der Regel keinen Druckkontakt zum Holz. Selbstbohrende Vollgewindeschrauben hingegen können ohne ein Vorbohren durch den vorhandenen Druckkontakt an der Spitze in gewissem Maße Druckkräfte übertragen. Zur Quantifizierung dieses Spitzendruck-Effekts wurden im Simulationsmodell im Fall der Vollgewindeschrauben beide Fälle betrachtet (mit/ohne direkten Kontakt zum Holz), im Fall der Gewindestangen grundsätzlich nur der Fall ohne Spitzendruck, siehe Abbildung 40.

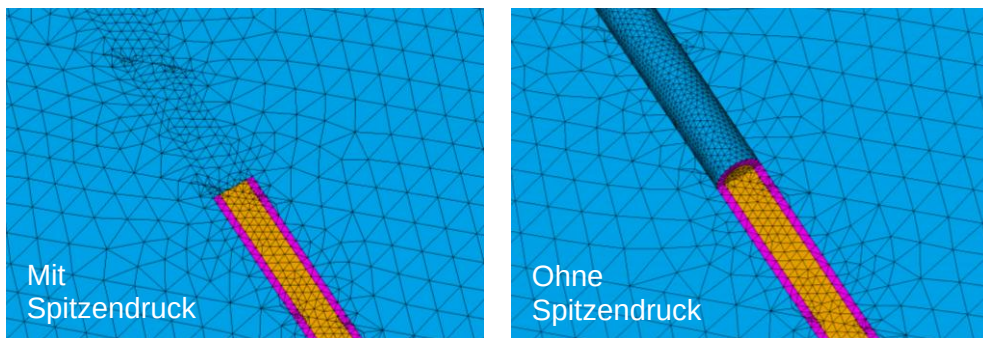


Abbildung 40: Simulation der Effekte mit/ohne Spitzendruck

Für die Auswertung im Fall mit Spitzendruck wurden die Elemente im Umkreis $2d$ um die Spitzen der Verstärkungselemente ausgeklammert, da sich in diesen Bereichen infolge des abrupten Materialübergangs unrealistisch hohe Spannungswerte ergeben.

In Tabelle 18 sind alle variierten Größen der Parameterstudie aufgelistet. Die Verankerungslängen l_{ef} wurden in allen Konfigurationen derart gewählt, dass diese auf beiden Seiten der potentiellen Rissebene (horizontale Ebene ausgehend vom Schnittpunkt 45° -Diagonale mit Durchbruchrand) jeweils dasselbe Maß aufwiesen. Als Durchbruchgröße wurde das nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013 bei innenliegenden Verstärkungen maximal zulässige Maß herangezogen, da diese Durchbruchgrößen in Bezug auf die beiden Trägerhöhen realistische absolute Größen im Bereich der praktischen Anwendung darstellen.

Der Randabstand $a_{1,c}$ wird im Zusammenhang dieser Untersuchungen als senkrechtes Maß zwischen Achse Verstärkungselement und Durchbruchrand verstanden. Die Größe $a_{1,c} = 2d$ besitzt keinen normativen Hintergrund, sie wurde jedoch in bereits durchgeführten Forschungsvorhaben [Danzer et al. (2017), Dröscher et al. (2016)] in Teilen der untersuchten Konfigurationen angewendet.

Tabelle 18: Überblick über variierte Parameter der Konfigurationen "Durchbrüche"

Trägerabmessungen	$b = 140 \text{ mm}$ $h = 500 \text{ mm}; 1000 \text{ mm}$	
Geometrie Durchbruch	$h_d/h = 0,3$ (rund) zentrische Anordnung	
Verstärkungsarten	<u>Eingeschraubt:</u> VGS $d = 13 \text{ mm}$ GWS $d = 16 \text{ mm}; 20 \text{ mm}$	(ETA-12/0062) (Z-9.1-777)
Abstände Verstärkungen	$a_{1,c} = 2d$ $a_2 = 60 \text{ mm}$	
Neigung der Verstärkungen	$\alpha = 45^\circ; 90^\circ$	
Anzahl der Verstärkungen über Trägerbreite	$n = 1$ bzw. 2 innenliegend	

In Abbildung 41 sind die Ergebnisse der Konfigurationen "Durchbrüche" für beide Trägerhöhen dargestellt.

Generell fällt der im Vergleich zu den verteilten Anordnungen ausgeprägtere Unterschied zwischen den Neigungen $\alpha = 45^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ auf, welcher sich in einem Bereich von etwa 20% - 100% bewegt. Dass dieser Effekt bei den Vollgewindeschrauben ausgeprägter auftritt als bei Gewindestangen hängt wiederum mit dem unterschiedlichen Verhalten der axialen Verschiebungsmoduln in Abhängigkeit der Neigung zusammen.

Ebenfalls deutlich sichtbar ist der kritische Einfluss einer ansteigenden Trägerhöhe in Form sinkender Differenzfeuchten.

Analog zu den verteilten Anordnungen stellt eine Gewindestange $d = 16 \text{ mm}$ einen geringeren Sperreffekt dar als eine Vollgewindeschraube $d = 13 \text{ mm}$. Neben dem axialen Verschiebungsmodul liegt dies jedoch zusätzlich an dem Effekt des Spitzendrucks. Dahingehend ist ersichtlich, dass sich im Fall der kleineren Trägerhöhe die kritische Differenzfeuchte in Hinblick auf eine beginnende Rissbildung um etwa 0,5% Holzfeuchte reduziert. Im Fall der größeren Trägerhöhe und der damit einhergehenden größeren Verankerungslänge ist der Effekt hingegen vernachlässigbar. Dies erscheint plausibel, da der Kraftanteil, der über die Spitze übertragen wird, im Verhältnis zur gesamten, übertragbaren Kraft mit zunehmender Länge des Gewindebereichs zunehmend geringer ausfällt. Ein spürbarer Effekt ist demnach nur bei kleinen Trägerhöhen zu erwarten.

Ebenfalls deutlich negativ wirkt sich eine Anordnung von 2 Verstärkungselementen nebeneinander aus. Diese Art der Anordnung bei Durchbrüchen in Trägern mit einer Trägerbreite $b = 140 \text{ mm}$ wird jedoch höchstens im Fall der größeren Trägerhöhe mit einem gleichzeitigen angestrebten

Verstärkungseffekt auf Querzug (90°) + Schub (45°) realistisch sein. Dieser Verstärkungseffekt ist jedoch noch Gegenstand aktueller Forschung und kann auch nicht pauschal angesetzt werden, da dies auch von der Position eines Durchbruchs im Träger abhängt.

Insgesamt bewegen sich die kritischen Differenzfeuchten für Bandbreiten realistischer Verstärkungsgrade im Fall innenliegender Verstärkungen bei einer Trägerhöhe $h = 500$ mm im Bereich $\Delta u \approx 5,0\% - 8,5\%$ (Querzug: $d = 13/16$ mm, $\alpha = 90^\circ$, $n = 1$; Querzug + Schub: $d = 13/16$ mm, $\alpha = 45^\circ$, $n = 1$) sowie bei einer Trägerhöhe $h = 1000$ mm im Bereich $\Delta u \approx 2,75\% - 4,75\%$ (Querzug: $d = 13/16$ mm, $\alpha = 90^\circ$, $n = 1$; Querzug + Schub: $d = 13/16$ mm, $\alpha = 45^\circ$, $n = 1/2$).

Ein direkter Vergleich mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen ist an dieser Stelle nicht möglich, da den experimentellen Untersuchungen von den numerischen Untersuchungen abweichende geometrische Randbedingungen zugrunde lagen ($h = 700$ mm; $h_d/h = 0,4$).

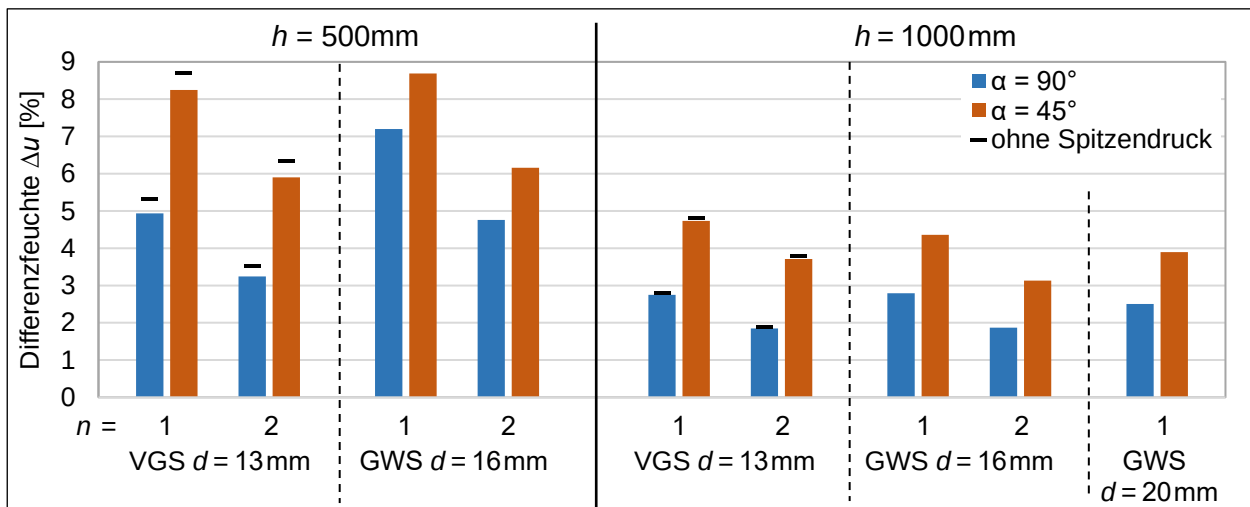


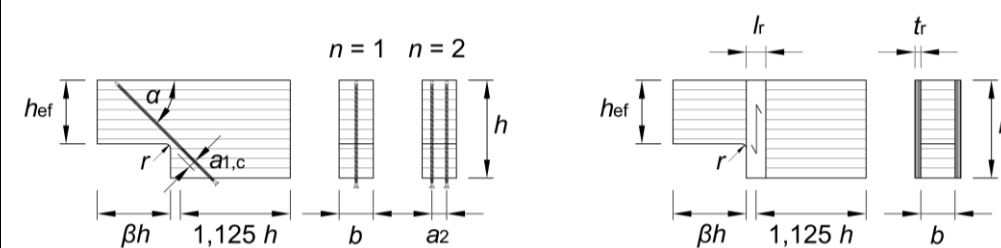
Abbildung 41: Ergebnisse der Konfigurationen "Durchbrüche"

3.4.4 Parameterstudie Ausklinkungen

In Tabelle 19 sind alle variierten Größen der Parameterstudie aufgelistet. In Bezug auf die Verankerungslängen l_{ef} wurden die Verstärkungselemente über die gesamte Trägerhöhe durchgehend angenommen. Hinsichtlich eines Mindestmaßes der wirksamen Höhe h_{ef} des verbleibenden Restquerschnitts werden in DIN EN 1995-1-1:2010 keine Angaben gemacht. Neuhaus (2017) empfiehlt in Anlehnung an DIN 1052:2008 bei unverstärkten Ausklinkungen im Sinne einer holzgerechten Konstruktion ein Mindestmaß $h_{ef} = 0,5h$. Da im Rahmen dieser Untersuchungen keine extremen sondern realistische Verhältnisse betrachtet werden sollten, wurde dieses Maß mit $0,65h$ festgelegt.

Wie bei den Durchbrüchen wird der Randabstand $a_{1,c}$ im Zusammenhang dieser Untersuchungen als senkrechtes Maß zwischen Achse Verstärkungselement und Bauteilrand (Ausrundung bei $\alpha = 45^\circ$ bzw. Hirnholz bei $\alpha = 90^\circ$) verstanden. Die Maße $a_{1,c} = 5d$ wurden aus ETA-12/0062 entnommen, $a_{1,c} = 2,5d$ entspricht DIN EN 1995-1-1/NA:2013, $a_{1,c} = 2d$ wurde wie bei den Durchbrüchen individuell festgelegt. Die gewählte Breite l_r der Furnierschichtholzstreifen orientiert sich an den max. zulässigen Werten nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013.

Tabelle 19: Überblick über variierte Parameter der Konfigurationen "Ausklinkungen"

		
Trägerabmessungen	$b = 140 \text{ mm}$ $h = 500 \text{ mm}; 1000 \text{ mm}$	
Geometrie Ausklinkung	$h_{\text{ef}} = 0,65h$ $\beta = 0,7$ $r = 20 \text{ mm} \text{ (} h = 500 \text{ mm)}$ $r = 40 \text{ mm} \text{ (} h = 1000 \text{ mm)}$	
Verstärkungsarten	<u>Eingeschraubt:</u> VGS $d = 13 \text{ mm}$ GWS $d = 16 \text{ mm}; 20 \text{ mm}$	(ETA-12/0062) (Z-9.1-777)
	<u>Aufgeklebt:</u> FSH $t_r \times l_r = 24 \times 87,5 \text{ mm} \text{ (} h = 500 \text{ mm)}$ $t_r \times l_r = 24 \times 175 \text{ mm} \text{ (} h = 1000 \text{ mm)}$	(Z-9.1-847)
Abstände Verstärkungen	$a_{1,c} = 5d \text{ (VGS } 90^\circ)$ $a_{1,c} = 2,5d \text{ (GWS } 90^\circ)$ $a_{1,c} = 2d \text{ (VGS/GWS } 45^\circ)$ $a_2 = 60 \text{ mm}$	
Neigung der Verstärkungen	$\alpha = 45^\circ; 90^\circ$	
Anzahl der Verstärkungen über Trägerbreite	$n = 1$ bzw. 2 innenliegend $n = 2$ außenliegend	

In Abbildung 42 sind die Ergebnisse der Konfigurationen "Ausklinkungen" für beide Trägerhöhen dargestellt.

Ein Vergleich zwischen den Neigungen $\alpha = 45^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ fällt ähnlich, allerdings etwas weniger ausgeprägt aus als bei den Durchbrüchen. Für Aussagen zum Einfluss der Trägerhöhe sowie zum Vergleich Vollgewindeschraube – Gewindestange wird auf die vorherigen beiden Abschnitte verwiesen.

Eine Anordnung von zwei nebeneinanderliegenden Verstärkungselementen ist im Fall von Ausklinkungen realitätsnäher als bei Durchbrüchen, da zum einen die umzulagernden Spannungsanteile entsprechend größer sind sowie zum anderen Ausklinkungen nur im Auflagerbereich auftreten können, wo neben Querzugbeanspruchungen auch zwangsläufig Schubbeanspruchungen vorliegen. Infolge einer nebeneinanderliegenden Anordnung reduzieren sich die kritischen Differenzfeuchten auf etwa 70% - 75% im Vergleich zu einer einzelnen mittigen Anordnung.

Insgesamt bewegen sich die kritischen Differenzfeuchten für Bandbreiten realistischer Verstärkungsgrade bei einer Trägerhöhe $h = 500 \text{ mm}$ im Bereich $\Delta u \approx 4,5\% - 8,0\%$ (alle Verstärkungsarten möglich) sowie bei einer Trägerhöhe $h = 1000 \text{ mm}$ im Bereich $\Delta u \approx 2,5\% - 5,0\%$ (alle Verstär-

kungsarten möglich). Im Vergleich zu Durchbrüchen bewegt sich die Bandbreite in einem ähnlichen Bereich, infolge der Möglichkeit zweier nebeneinanderliegender Verstärkungen geringfügig niedriger.

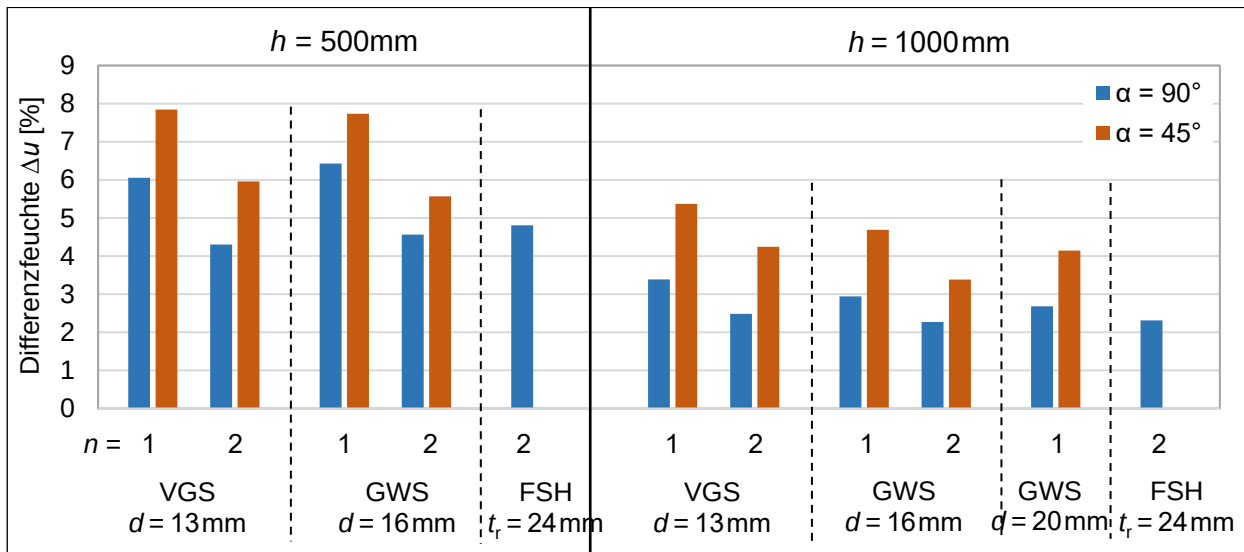


Abbildung 42: Ergebnisse der Konfigurationen "Ausklinkungen"

Ein Vergleich mit Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen ist nur für die Konfiguration mit außenliegender Verstärkung sinnvoll, da dies die einzige Konfiguration mit 2 gerissenen Prüfkörpern war, siehe Abbildung 16. Da die in den numerischen Untersuchungen betrachtete Trägerhöhe $h = 500\text{mm}$ etwas größer war als die der Prüfkörper der experimentellen Untersuchungen $h = 400\text{mm}$ erscheint die numerisch ermittelte Differenzfeuchte $\Delta u = 4,8\%$ im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen $\Delta u = 5,3\%$ plausibel.

4 Zusammenfassung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden Untersuchungen zum Schwindverhalten von mittels eingedrehter Vollgewindeschrauben bzw. Gewindestangen sowie aufgeklebter Furnierschichtholzplatten verstärkten Brettschichtholzbauteilen durchgeführt. Ziel des Vorhabens war es, zu klären, ob und in welchem Umfang Verstärkungselemente aufgrund ihrer Eigenschaft, das freie Schwinden des Holzes zu behindern und dadurch Risse zu induzieren, einen negativen Einfluss auf das Tragverhalten von Brettschichtholzbauteilen haben. Zur Klärung dieser Fragestellung wurde der Sperreffeckt typischer Anwendungsfälle von Verstärkungen (verteilte Anordnungen über begrenzte Trägerabschnitte, lokale Anordnungen bei Ausklinkungen und Durchbrüchen) in Form experimenteller sowie numerischer Untersuchungen quantifiziert.

Grundlage der experimentellen Untersuchungen bildeten Prüfkörper zweier verschiedener Hersteller mit unterschiedlichen Ausgangsholzfeuchten (Hersteller A: $u_0 = 10,2\% - 11,5\%$, Hersteller B: $u_0 = 13,2\% - 13,6\%$). Die Prüfkörper aller Bauteilgruppen wurden zunächst einem langsamen Trocknungsszenario über einen Zeitraum von 410 Tagen ausgesetzt, dessen klimatische Bedingungen sich an den Verhältnissen von gedämmten, beheizten Gebäuden orientierten. Ausgehend von einem Niveau 60% relativer Luftfeuchte wurde diese monatlich um rund 5%/Monat gesenkt und im weiteren Verlauf in einer Bandbreite 30% - 35% konstant gehalten. Nach 410 Tagen lagen dadurch an Prüfkörpern des Herstellers A im Vergleich zur Ausgangsholzfeuchte mittlere Differenzfeuchten von $\Delta u = 2,4\% - 3,7\%$ (innenliegende Verstärkung) bzw. $\Delta u = 2,0\%$ (außenliegende Verstärkung) sowie an Prüfkörpern des Herstellers B Differenzfeuchten von $\Delta u = 5,1\% - 5,5\%$ (innenliegende Verstärkung) bzw. $\Delta u = 3,8\%$ (außenliegende Verstärkung) vor.

Eine Auswertung der einsetzenden Rissbildung an der Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen" mit einer Bauteilhöhe von $h = 1000\text{mm}$ zeigte an den Prüfkörpern des Herstellers A ($\Delta u = 2,8\%$) so gut wie keine Risse, an den Prüfkörpern des Herstellers B jedoch eine ausgeprägte Rissbildung in allen Konfigurationen. Die Bandbreite einer kritischen Differenzfeuchte konnte im Fall innenliegender Verstärkungen mit $\Delta u \approx 3,0\% - 5,0\%$ identifiziert werden, wobei geneigte Anordnungen der Verstärkungselemente im Vergleich zu entsprechenden senkrechten Anordnungen zu höheren Differenzfeuchten bei einsetzender Rissbildung führten. An Trägern mit Durchbrüchen (Bauteilhöhe $h = 700\text{mm}$) traten Risse im Bereich $\Delta u \approx 3,0\% - 3,5\%$ vorwiegend an den senkrecht zur Faser verstärkten Konfigurationen (innen-/außenliegend) im Hirnholzbereich auf. Bei geneigter Anordnung traten kaum Risse auf. An Trägern mit Ausklinkungen (Bauteilhöhe $h = 400\text{mm}$) traten insgesamt weniger Risse bei gleichzeitig höheren Differenzfeuchten im Bereich $\Delta u \approx 5,0 - 5,5\%$ auf.

Zur Quantifizierung des Sperreffekts wurden an Prüfkörpern der Bauteilgruppe "Verteilte Anordnungen" Schwindverformungen in Form von Höhenänderungen zwischen Bauteilober- sowie Bauteilunterkanten im zeitlichen Verlauf erfasst. Infolge der unterschiedlichen Ausgangsfeuchten war das Schwindverhalten an Prüfkörpern des Herstellers B durchgehend ausgeprägter. Zum einen bestätigen die ermittelten Schwindverformungen die unterschiedlichen Grade der Sperrwirkung der Verstärkungen in Abhängigkeit ihrer jeweiligen Anordnung. Zum anderen liegen diese in Übereinstimmung mit dem im Rahmen der Rissauswertung festgestellten, kritischen Differenzfeuchtebereich.

Dehnungsmessungen in Verstärkungselementen bestätigten sowohl das ausgeprägtere Schwindverhalten der Prüfkörper des Herstellers B als auch den geringeren Sperreffeckt bei einer

geneigten Anordnung. Ein annähernd konstantes Niveau der Kräfte in den Verstärkungselementen in der 2. Hälfte der Klimalagerung deutete auf Langzeiteinflüsse in Form von stattfindenden Relaxationsvorgängen hin.

Im Anschluss an die Klimalagerung wurden an den Trägern mit Durchbrüchen und Ausklinkungen zerstörende Biegeprüfungen zur Ermittlung der Resttragfähigkeiten durchgeführt. Während der Klimalagerung blieb jeweils eine Seite der ansonsten symmetrisch ausgebildeten Träger unverstärkt. Nach der Klimalagerung wurden auch die bis zu diesem Zeitpunkt unverstärkten Seiten in gleicher Weise zur gegenüberliegenden Seite verstärkt. Anschließend wurden die Tragfähigkeiten beider Seiten (mit/ohne Sperreffekt der Verstärkung infolge des Schwindvorgangs) in einer zweistufigen Versuchsdurchführung ermittelt. An Trägern mit verstärkten Durchbrüchen sank die Tragfähigkeit infolge des Sperreffekts in Abhängigkeit der Verstärkungsart auf rund 65% - 79%, an Trägern mit Ausklinkungen auf rund 69% - 83% der Tragfähigkeit der verstärkten Detailpunkte ohne Sperrwirkung. In beiden Bauteilgruppen führte die geneigte, innenliegende Anordnung zu der geringsten Reduktion der Tragfähigkeit. Ohne Sperreffekt lag die ermittelte Tragfähigkeit der Träger mit Durchbrüchen und innenliegender Anordnung senkrecht zur Faser deutlich unter den Tragfähigkeiten der Konfigurationen mit geneigter, innenliegender bzw. außenliegender Verstärkung. An Trägern mit Ausklinkungen nahm die Tragfähigkeit ohne Sperreffekt hinsichtlich der Verstärkungsarten in der Reihenfolge innenliegend, geneigt – innenliegend senkrecht – außenliegend ab. Aus Vergleichen zu abgeschätzten Tragfähigkeiten der unverstärkten Zustände zeigte sich im Rahmen der untersuchten Feuchteänderungen, dass der Verstärkungseffekt innenliegend, senkrecht zur Faser verstärkter Durchbrüche infolge des Sperreffekts weitgehend neutralisiert wurde. Da der Verstärkungseffekt bei ausgeklinkten Trägern im Vergleich zu Trägern mit Durchbrüchen generell höher ausfällt, fand in diesen Fällen keine entsprechende Neutralisation statt. In beiden Fällen deutet sich an, dass der negative Einfluss des Sperreffekts durch eine geneigte Anordnung der Verstärkungselemente teilweise ausgeglichen, zumindest jedoch deutlich abgeschwächt werden kann.

Neben den experimentellen Untersuchungen wurden die 3 genannten Bauteilgruppen parallel auch in numerischen Simulationen untersucht. Dazu wurden dreidimensionale Simulationsmodelle unter Berücksichtigung des lamellenförmigen Aufbaus von Brettschichtholz in Kombination mit einem zylindrisch orthotropen Materialmodell von Holz erstellt. Zur näherungsweisen Abbildung eines Trocknungsprozesses wurde die Feuchtebeanspruchung in Form einer Differenzfeuchte mit Feuchtegradienten über die Querschnittsbreite aufgebracht. Die Ermittlung kritischer Differenzfeuchten (Querzugbeanspruchbarkeit erreicht, d.h. Rissbildung wahrscheinlich) erfolgte über eine integrative, wahrscheinlichkeitsbasierte Auswertung aller querzugbeanspruchten Bereiche im Bauteil.

Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit allen gerissenen Versuchskörpern lieferte mit Ausnahme der außenliegend verstärkten Durchbrüche eine ausreichende Übereinstimmung. Der Grund für die Abweichung bei außen aufgeklebten Furnierschichtholzplatten wird in der vereinfachten Abbildung der sich in Realität einstellenden räumlichen Holzfeuchteverteilung unter der Furnierschichtholzplatte gesehen.

Mithilfe des Simulationsmodells wurden Parameterstudien an Trägern unterschiedlicher Höhe ($h = 500\text{mm}/1000\text{mm}$) durchgeführt. An Trägerschnitten mit einer Bezugslänge von 2250 mm und verteilt angeordneten Verstärkungen konnten verschiedene Einflüsse dargestellt werden. Insbesondere ein zunehmender Verstärkungsgrad in Form abnehmender Abstände der Verstärkungselemente untereinander sowie eine zunehmende Bauteilhöhe wirken sich in reduzierend

auf kritische Differenzfeuchten aus. Hinsichtlich des Typs der eingedrehten Verstärkungselemente zeigte sich, dass der axiale Verschiebungsmodul eine wichtige Kenngröße darstellt. In Bezug auf die Neigung lässt sich folgern, dass sich unter $\alpha = 45^\circ$ geneigte Verstärkungselemente hinsichtlich eines Sperreffekts günstiger verhalten als bei einer vergleichbaren Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$. Dieser Unterschied nimmt mit zunehmendem Verstärkungsgrad bzw. Steifigkeit der Verstärkung zu. Bei eingedrehten Verstärkungselementen lagen die kritischen Differenzfeuchten einer geneigten Anordnung um bis zu 20% - 25% höher als bei einer vergleichbaren Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$, bei eingeklebten Verstärkungselementen um bis zu 35%. An Trägern mit Durchbrüchen und Ausklinkungen fiel der Unterschied zwischen einer Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$ und $\alpha = 45^\circ$ im Vergleich zur verteilten Anordnung noch ausgeprägter aus. Für alle 3 Bauteilgruppen wurden in Abhängigkeit der Anwendungssituation der Verstärkung für realistische Verstärkungsgrade Bandbreiten von kritischen Differenzfeuchten für eine beginnende Rissbildung angegeben.

5 Literaturverzeichnis

Veröffentlichungen

AICHER & DILL-LANGER (1997)

Aicher, S., Dill-Langer, G. (1997). *DOL effect in tension perpendicular to the grain of glulam depending on service classes and volume*. CIB-W18, Paper No. CIB-W18/30-9-1. Vancouver.

AICHER & HÖFFLIN (2006)

Aicher, S., Höfflin, L. (2006). *Tragfähigkeit und Bemessung von Brettschichtholzträgern mit runden Durchbrüchen – Sicherheitsrelevante Modifikationen der Bemessungsverfahren nach Eurocode 5 und DIN 1052*. (Forschungsbericht). Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart. Stuttgart: Fraunhofer IRB Verlag.

ALBERS (1970)

Albers, K. (1970). *Querdehnungs- und Gleitzahlen sowie Schub- und Scherfestigkeiten von Holzwerkstoffen*. (Dissertation). Fachbereich Biologie, Universität Hamburg.

ANDERS (2008)

Anders, E.K. (2008). *Einzellasten auf Decken aus Brettsperrholz – FE Modellierungen*. (Diplomarbeit). Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, TU München.

BLAß ET AL. (1998)

Blaß, H.J., Ehlbeck, J., Schmid, M. (1998). *Ermittlung der Querzugfestigkeit von Voll- und Brettschichtholz*. (Forschungsbericht). Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe.

BLAß & KRÜGER (2010)

Blaß, H.J., Krüger, O. (2010). *Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen*. (Forschungsbericht). Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau 15. KIT Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH).

BLAß & SANDHAAS (2016)

Blaß, H.J., Sandhaas, C. (2016). *Ingenieurholzbau: Grundlagen der Bemessung*. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing.

BOGENSPERGER ET AL. (2011)

Bogensperger, T., Augustin, M., Schickhofer, G. (2011). *Properties of CLT-panels exposed to compression perpendicular to their plane*. CIB-W18, Paper No. CIB-W18/44-12-1. Alghero.

COUREAU ET AL. (2001)

Coureau, J.-L., Cuvillier, E., Lavergne, C. (2001). Strength of locally PGF reinforced end-notched beams. In S. Aicher & H.-W. Reinhardt (Eds.), *Joints in Timber Structures, Proceedings of the International RILEM Symposium PRO 22* (pp. 413 – 422). Cachan Cedex: RILEM Publications S.A.R.L.

DANIELSSON (2009)

Danielsson, H. (2009). *The strength of glulam beams with holes – A probabilistic fracture mechanics method and experimental tests*. (Dissertation). Department of Construction Sciences, Structural Mechanics. Lund University.

DANZER ET AL. (2017)

Danzer, M., Dietsch, P., Winter, S. (2017). *Einfluss exzentrisch positionierter runder Einzeldurchbrüche und Gruppen von Durchbrüchen auf die Tragfähigkeit von Brettschichtholzträgern – Entwicklung von Bemessungsverfahren und Konstruktionsregeln für Verstärkungsmaßnahmen*. (Schlussbericht AiF Forschungsvorhaben Nr. 18048 N). Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, TU München.

DIETSCH (2017)

Dietsch, P. (2017). Effect of reinforcement on shrinkage stresses in timber members. *Construction and Building Materials*, Vol. 150, 903 - 915.

DILL-LANGER & AICHER (1997)

Dill-Langer, G., Aicher, S. (1997). *Influence of cyclic climate on DOL and creep of glulam in tension perpendicular to the grain*. International Conference on Wood-Water Relations, COST Action E8, Mechanical Performance of Wood and Wood Products. Denmark.

DRÖSCHER ET AL. (2016)

Dröscher, J., Schickhofer, G., Augustin, M. (2016). *Prüftechnische Untersuchungen unterschiedlicher Verstärkungsmethoden für BSH- und BSP-Träger mit großen runden Durchbrüchen*. Prüfbericht. Institut für Holzbau und Holztechnologie. TU Graz. holz.bau forschungs gmbh.

GAMPER ET AL. (2014)

Gamper, A., Dietsch, P., Merk, M., Winter, S. (2014). *Building Climate – Long-term measurements to determine the effect on the moisture gradient in timber structures*. (Forschungsbericht). Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion. TU München.

GERHARDS (1982)

Gerhards, C.C. (1982). Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood: an analysis of immediate effects. *Wood and Fiber*, 14(1), 4 - 36.

GOULET (1960)

Goulet, M. (1960). Die Abhängigkeit der Querkzugfestigkeit von Eichen-, Buchen- und Fichtenholz von Feuchtigkeit und Temperatur im Bereich von 0°C bis 100°C. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 18(9), 325 - 331.

GRAULE (2018)

Graule, A. (2018). *Axiale Verbundsteifigkeit eingedrehter Gewindestangen*. (Masterarbeit). Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, TU München.

HOFFMEYER (1995)

Hoffmeyer, P. (1995). Holz als Baustoff. In H.J. Blaß, R. Görlacher & G. Steck (Eds.), *Holzbauwerke nach Eurocode 5: Bemessung & Baustoffe - STEP 1* (pp. A4/1 – A4/22). Düsseldorf: Fachverlag Holz.

HÖFFLIN (2005)

Höfflin, L. (2005). *Runde Durchbrüche in Brettschichtholzträgern – Experimentelle und theoretische Untersuchungen*. (Dissertation). Universität Stuttgart.

JOCKWER (2014)

Jockwer, R. (2014). *Structural behaviour of glued laminated timber beams with unreinforced and reinforced notches*. (Dissertation). ETH Zürich.

KEYLWERTH (1962)

Keylwerth, R. (1962). Untersuchungen über freie und behinderte Quellung von Holz – Erste Mitteilung: Freie Quellung. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 20(7), 252 - 259.

KRABBE & NEUHAUS (1989)

Krabbe, E.; Neuhaus, H. (1989). Über Konstruktion, Klima und Holzfeuchtigkeit eines Hallenbaudes. *Bauen mit Holz*, 91(4), 214 - 217.

KÜHNE & STRÄSSLER (1952)

Kühne, H.; Strässler, H. (1952). Über die Bestimmung der Holzfeuchtigkeit. *Schweizer Archiv für angewandte Wissenschaft und Technik, Jahrgang 18*, 264 - 275.

MÖHLER & MAIER (1970)

Möhler, K.; Maier, G. (1970). Kriech- und Relaxations-Verhalten von lufttrockenem und nassem Fichtenholz bei Querdruckbeanspruchung. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 28(1), 14 - 20.

MÖHLER & MISTLER (1978)

Möhler, K., Mistler, H.-L. (1978). *Untersuchungen über den Einfluss von Ausklinkungen im Auflagerbereich von Holzbiegeträgern auf die Tragfestigkeit*. (Forschungsbericht). Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH). Stuttgart: Fraunhofer IRB Verlag.

MÖHLER & STECK (1977)

Möhler, K.; Steck, G. (1977). *Rissbildung in Brettschichtträgern durch Trocknung oder durch Trocknung nach vorheriger Feuchtigkeitszunahme*. (Forschungsbericht). Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine – Abteilung Ingenieurholzbau. Universität Karlsruhe (TH).

NEUHAUS (1981)

Neuhaus, H. (1981). *Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit*. (Dissertation). In: Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen, Mitteilung Nr. 81-8. Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum.

NEUHAUS (2017)

Neuhaus, H. (2017). *Ingenieurholzbau: Grundlagen – Bemessung – Nachweise – Beispiele*. 4. Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg.

POMMER (2019)

Pommer, M. (2019). *Vergleich verschiedener Holzfeuchtemessverfahren*. (Seminararbeit). Lehrstuhl für Holzbau & Baukonstruktion, TU München.

SELL (1989)

Sell, J. (1989). *Eigenschaften und Kenngrößen von Holzarten*. Zürich: Baufachverlag AG.

SONDEREGGER & NIEMZ (2006)

Sonderegger, W.; Niemz, P. (2006). Untersuchungen zur Quellung und Wärmedehnung von Faser-, Span- und Sperrholzplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff*, Vol. 64, 11 - 20.

STAMATOPOULOS & MALO (2016)

Stamatopoulos, H.; Malo, K.A. (2016). Withdrawal stiffness of threaded rods embedded in timber elements. *Construction and Building Materials*, Vol. 116, 263 - 272.

STECK (1985)

Steck, G. (1985). *Abbau von Eigenspannungen aus Feuchteänderungen bei Brettschichtholz durch Sägeschnitte*. (Forschungsbericht). Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine – Abteilung Ingenieurholzbau. Universität Karlsruhe (TH).

WALLNER (2012)

Wallner, B. (2012). *Versuchstechnische Evaluierung feuchteinduzierter Kräfte in Brettschichtholz verursacht durch das Einbringen von Schraubstangen*. (Masterarbeit M-4-04/2012). Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz.

WEIBULL (1939)

Weibull, W. (1939). *A statistical theory of the strength of materials*. Proceedings of the Royal Swedish Institute of Engineering, No. 151. Stockholm.

Normen und Regelwerke

DIN EN 408:2012

DIN EN 408:2012-10, Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften; Deutsche Fassung EN 408:2010+A1:2012, DIN, Berlin

DIN EN 1995-1-1:2010

DIN EN 1995-1-1:2010-12, Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1:2008, DIN, Berlin

DIN EN 1995-1-1/NA:2013

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, Berlin

DIN EN 14080:2013

DIN EN 14080:2013-09, Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen; Deutsche Fassung EN 14080:2013, DIN, Berlin

DIN EN 14358:2016

DIN EN 14358:2016-11, Holzbauwerke – Berechnung und Kontrolle charakteristischer Werte; Deutsche Fassung EN 14358:2016, DIN, Berlin

DIN 1052:2008

DIN 1052:2008-12, Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau, DIN, Berlin

DIN 68100:2010

DIN 68100:2010-07, Toleranzsystem für Holzbe- und -verarbeitung – Begriffe, Toleranzreihen, Schwind- und Quellmaße, DIN, Berlin

ETA-12/0062

ETA-12/0062 vom 18.06.2012, SFS selbstbohrende Schrauben WR, SFS intec AG, Österreichisches Institut für Bautechnik, Wien

Z-9.1-777

Z-9.1-777 vom 30.11.2015, Gewindestangen mit Holzgewinde als Holzverbindungsmitel, SFS intec GmbH, DIBt, Berlin

Z-9.1-847

Z-9.1-847 vom 07.05.2014, Furnierschichtholz “Kerto-S“ und “Kerto-Q“ nach EN 14374, Metsä Wood, Building & Industry, DIBt, Berlin

Software

ANSYS

ANSYS, Release 2019 R3, ANSYS, Inc., Canonsburg/PA, 2019

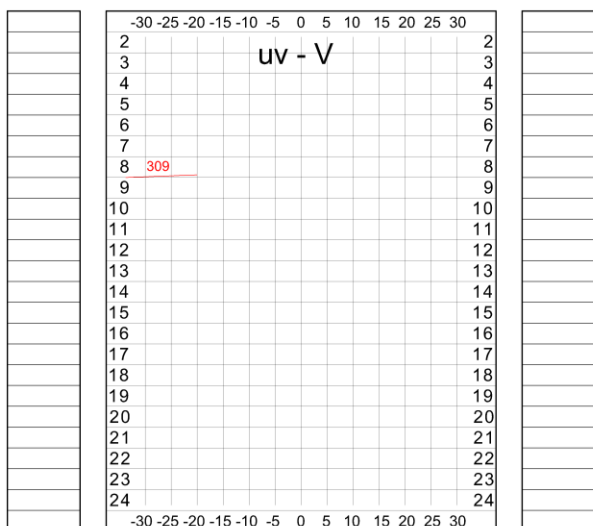
6 Anhang

Anhang A

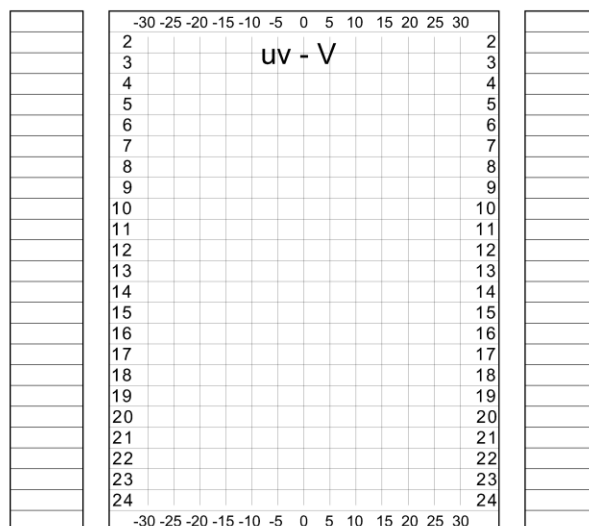
Rissbilder “Verteilte Anordnungen“

Rissbreiten bei erstmaligem Erkennen:

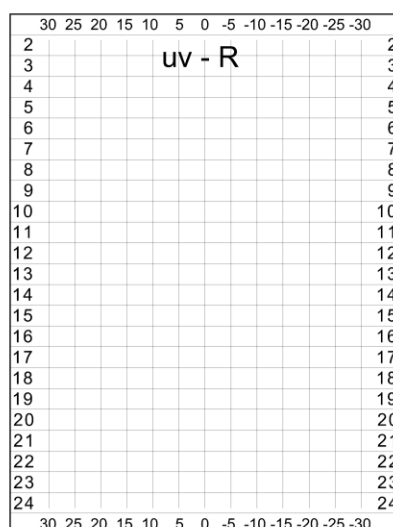
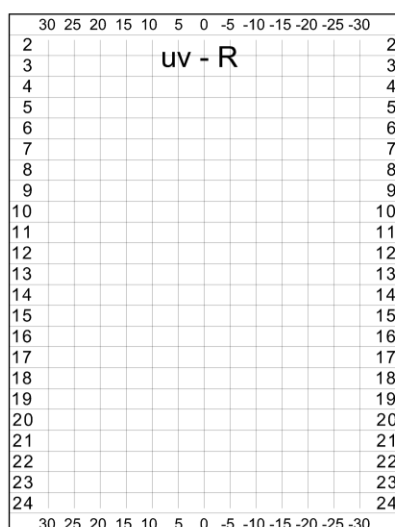
- < 0,25 mm
- 0,25 mm < x < 0,5 mm
- 0,5 mm < x < 1,0 mm
- > 1,0 mm

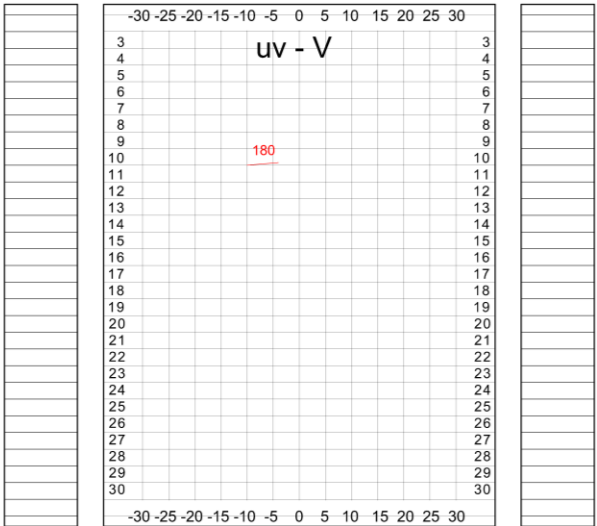
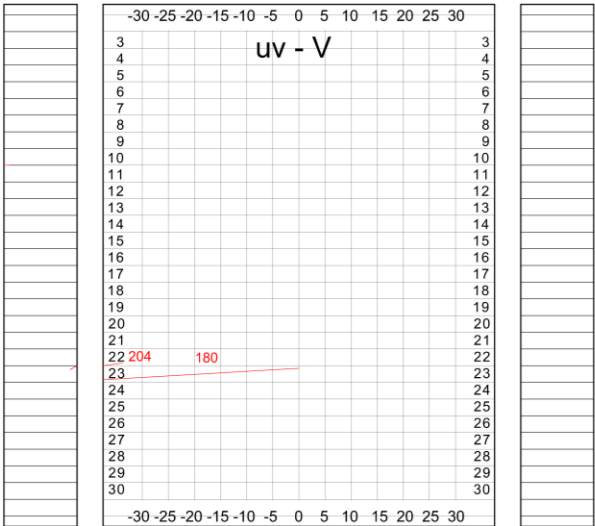


VA - _ - _ - _ - 1



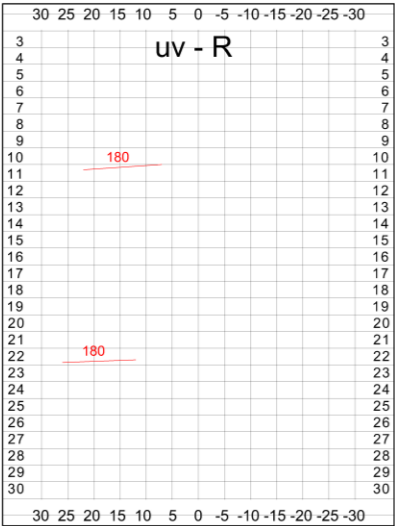
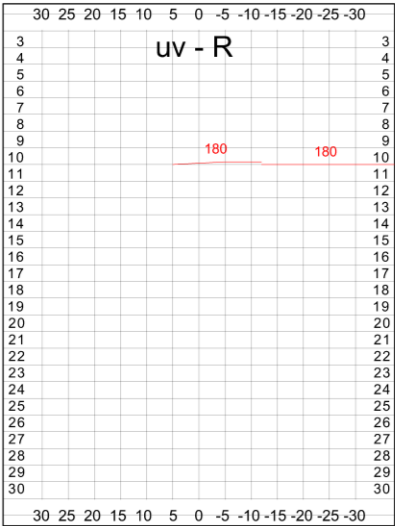
VA - _ - _ - _ - 2

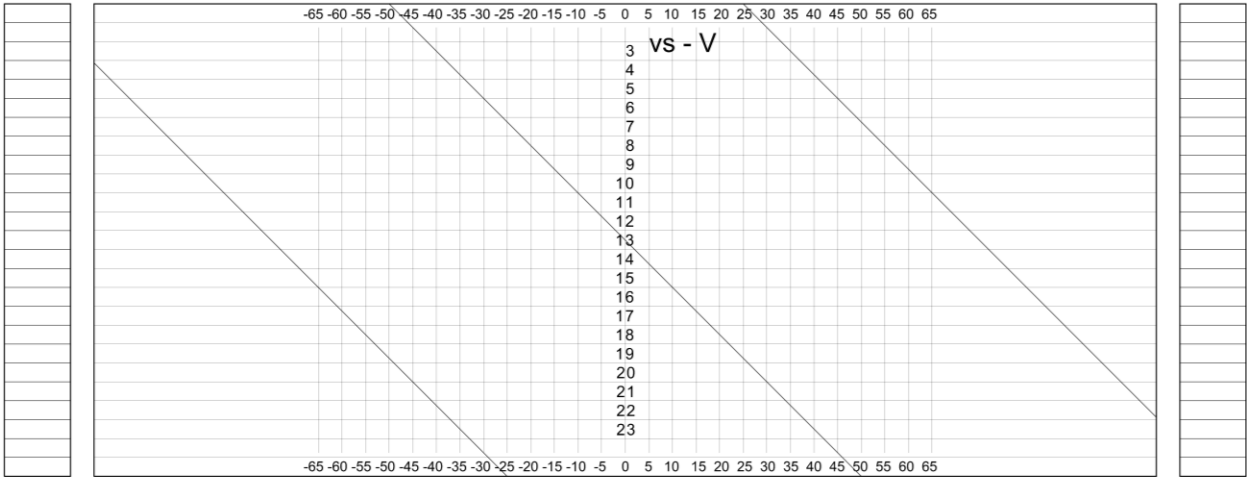




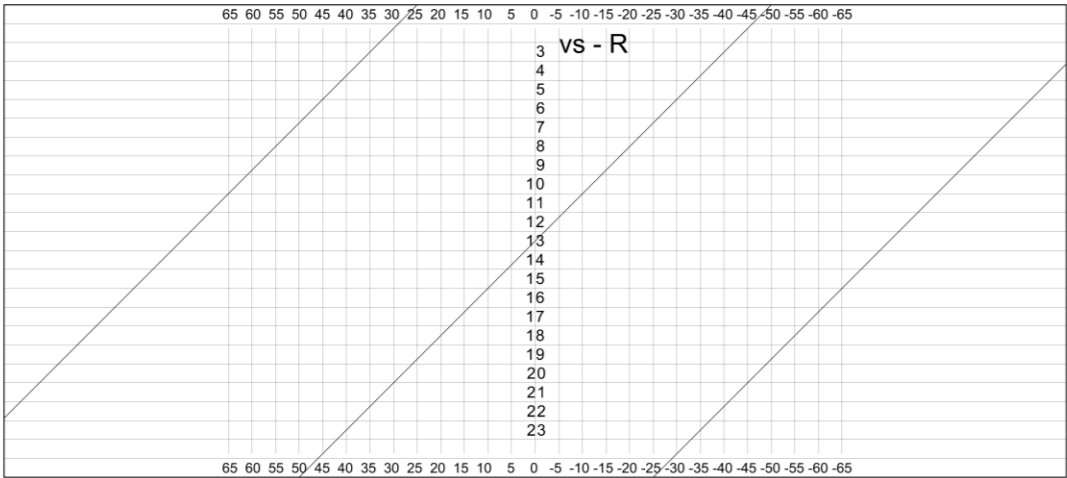
VA - _ - _ - _ - 3

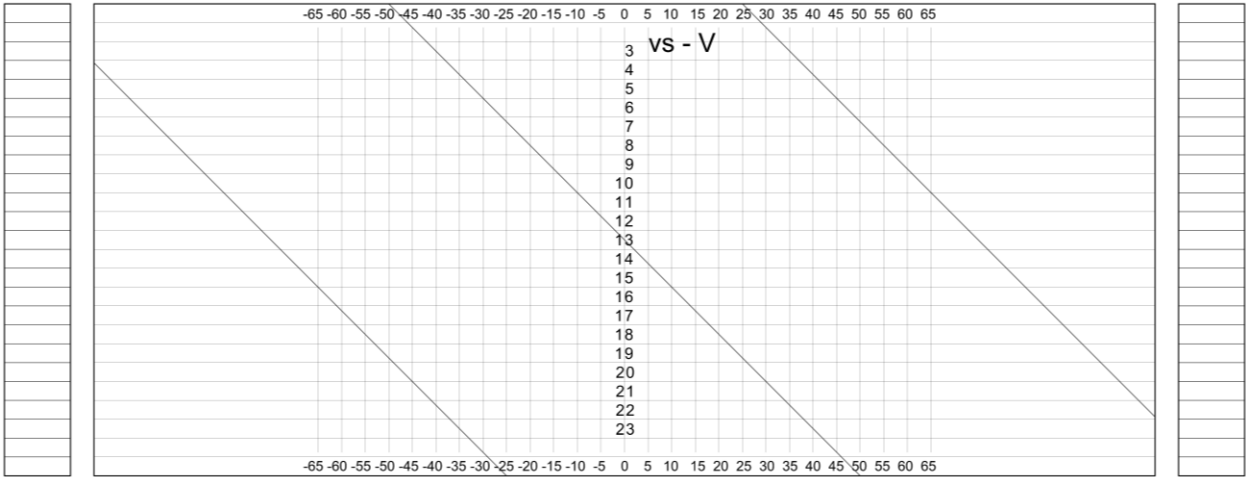
VA - _ - _ - _ - 4



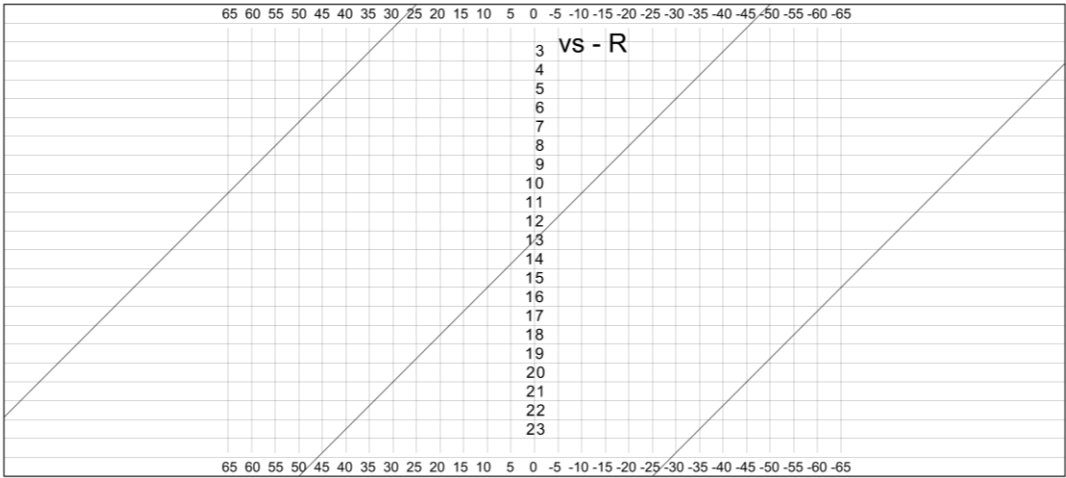


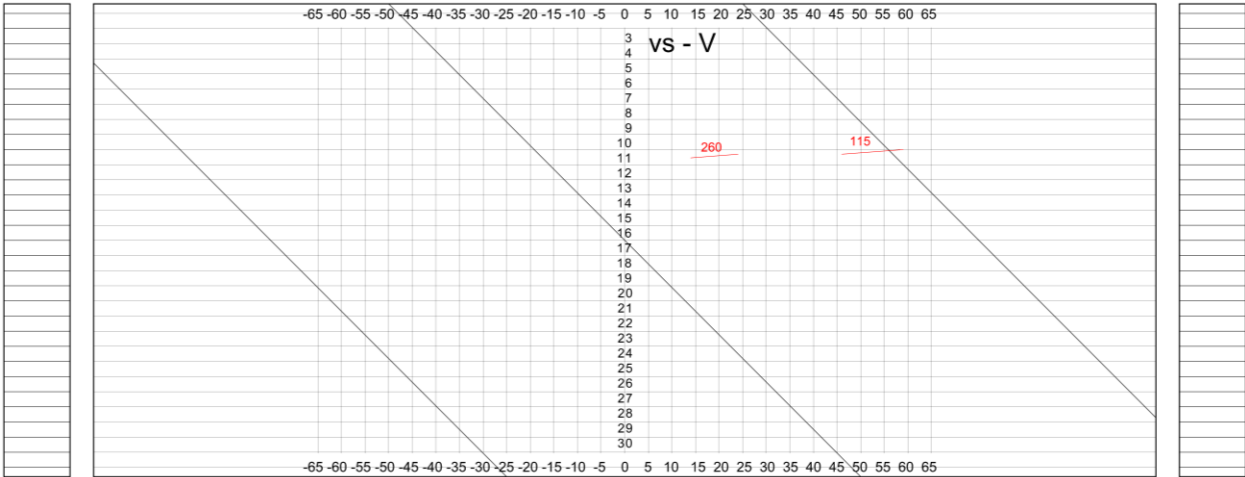
VA - GWS - 1 - 45° - 750 - 1



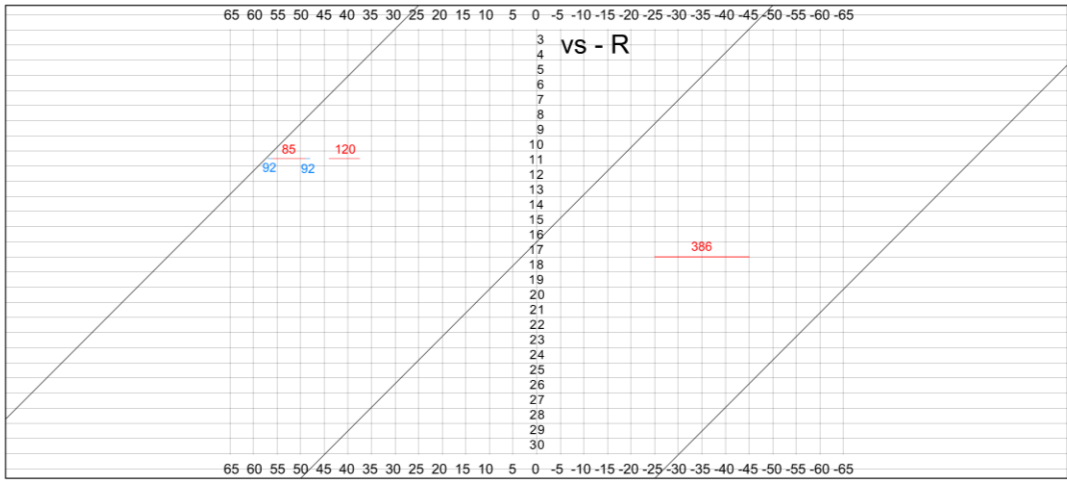


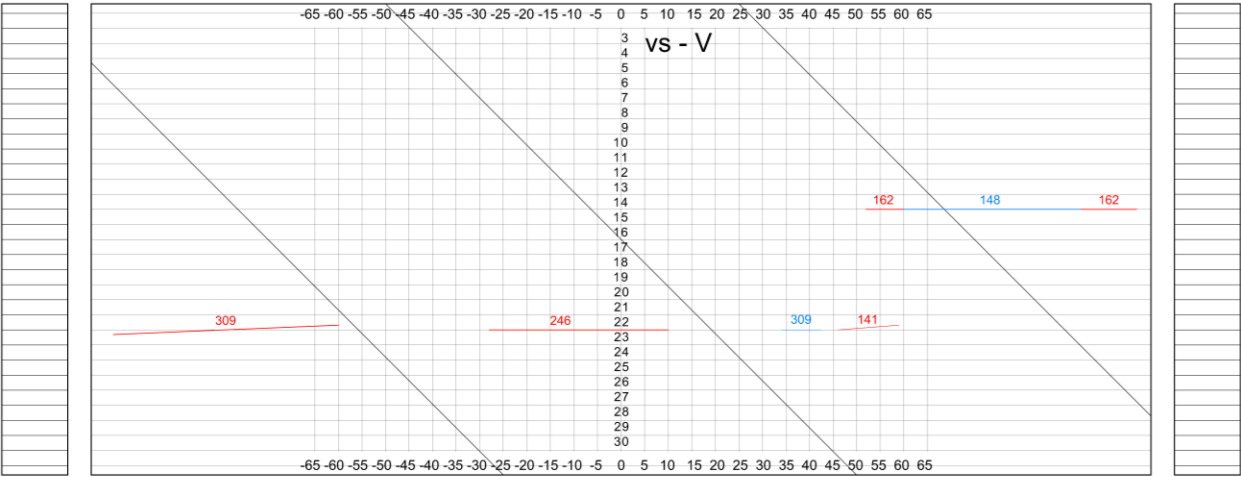
VA - GWS - 1 - 45° - 750 - 2



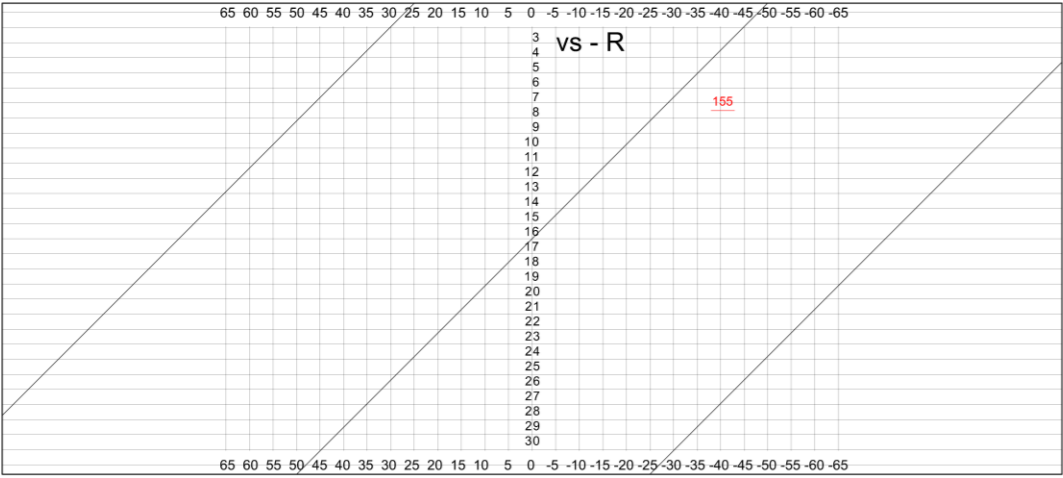


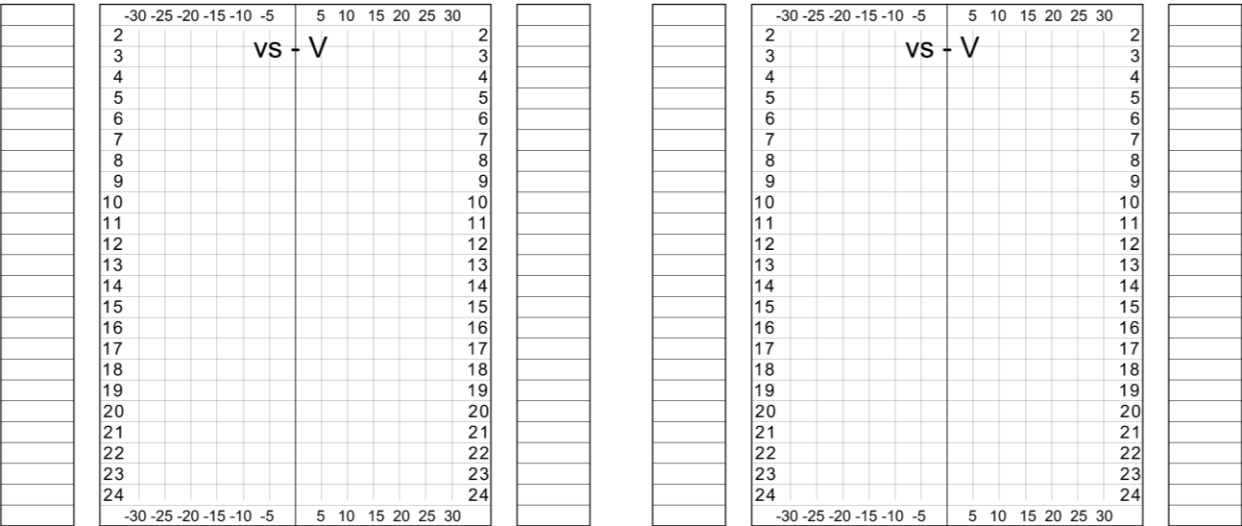
VA - GWS - 1 - 45° - 750 - 3



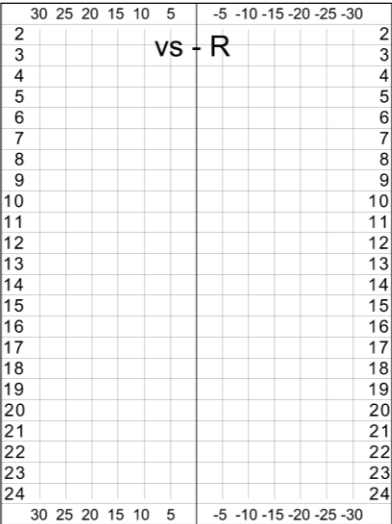


VA - GWS - 1 - 45° - 750 - 4

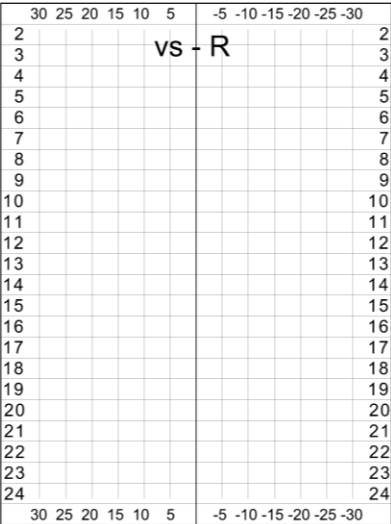


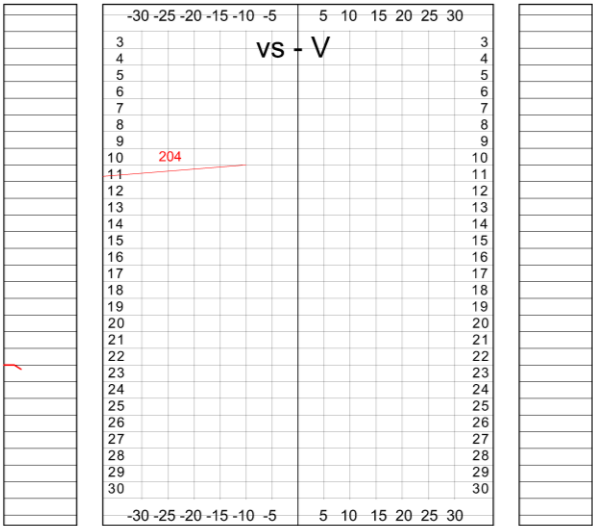
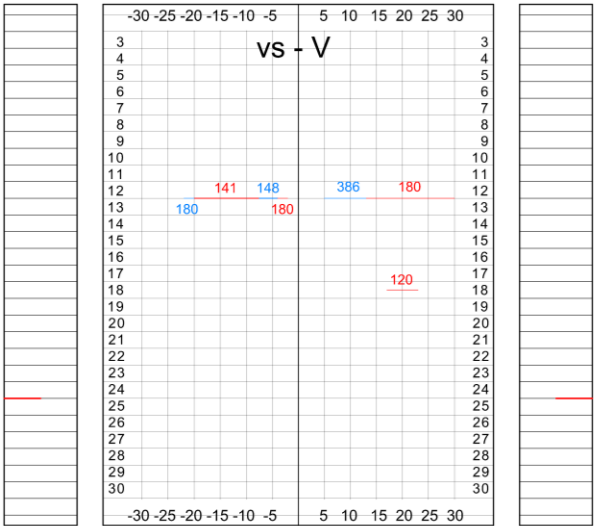


VA - GWS - 1 - 90° - 750 - 1



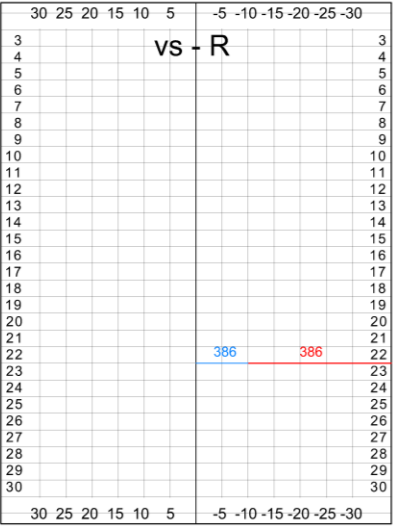
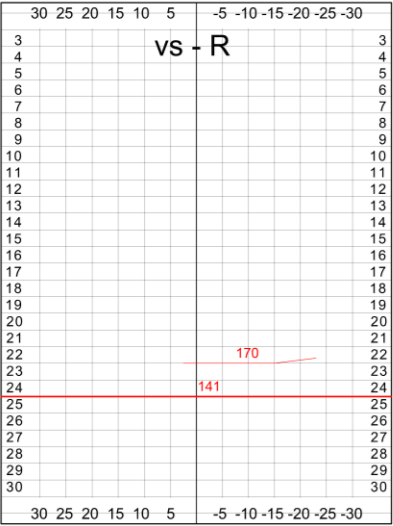
VA - GWS - 1 - 90° - 750 - 2

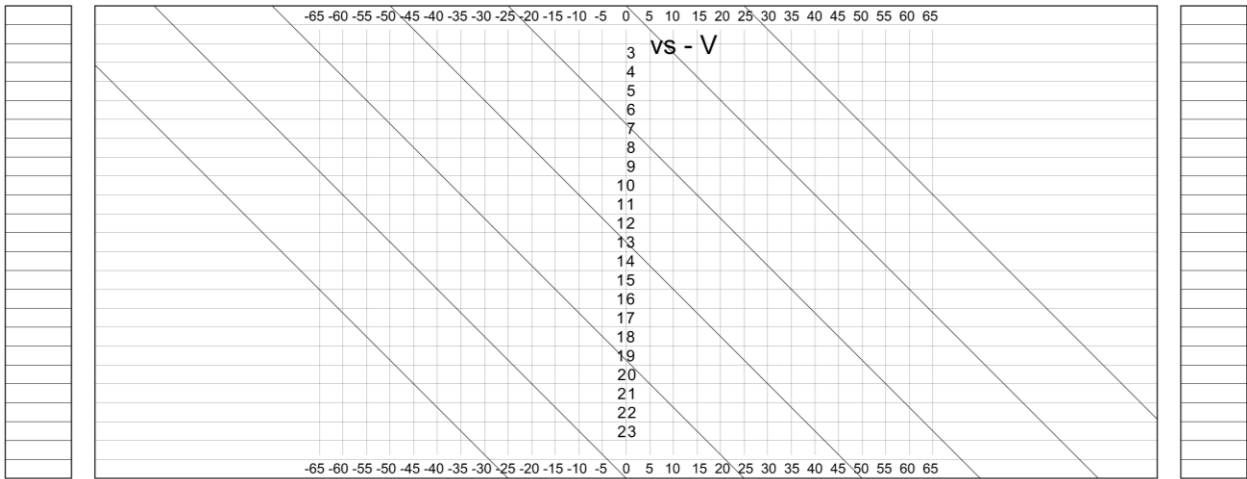




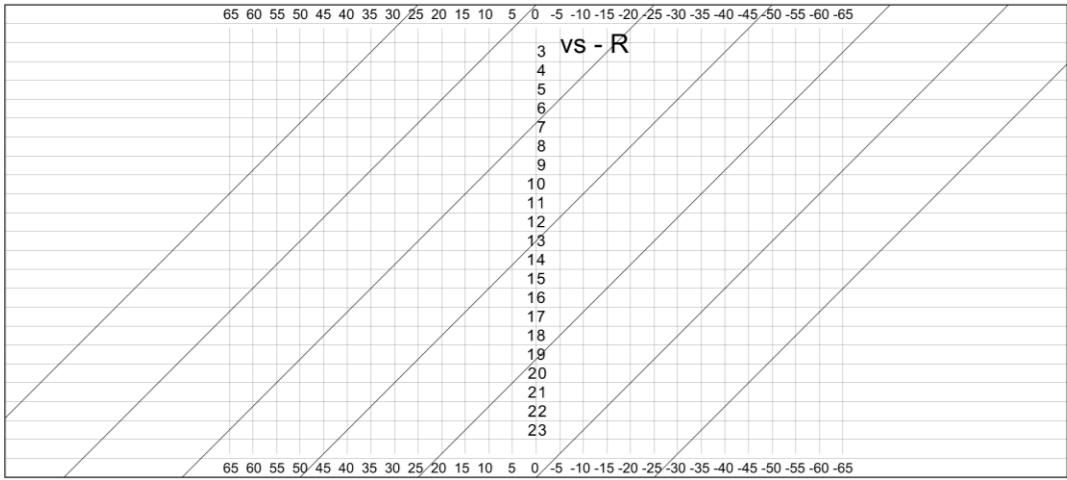
VA - GWS - 1 - 90° - 750 - 3

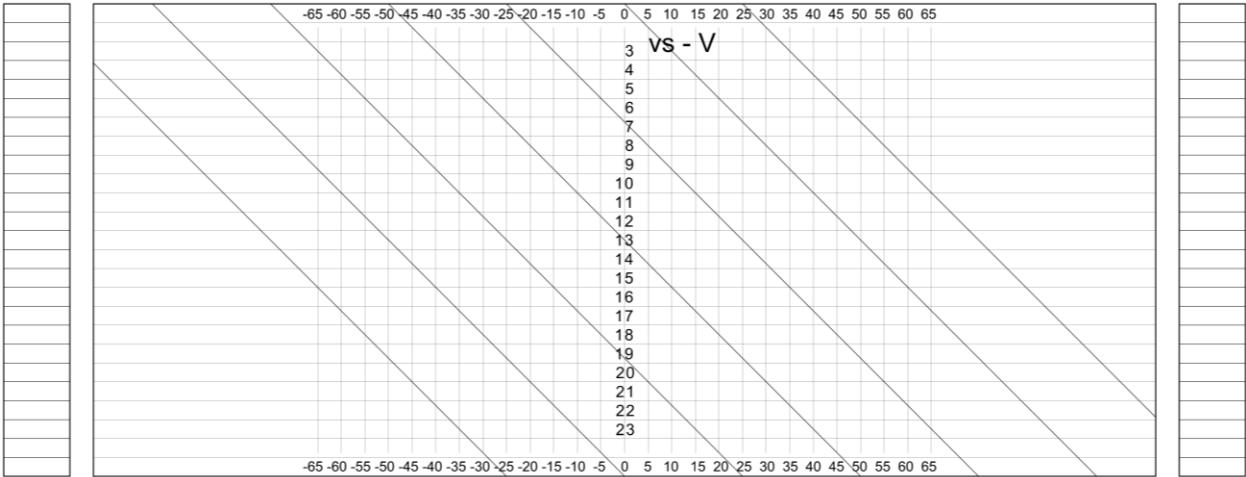
VA - GWS - 1 - 90° - 750 - 4



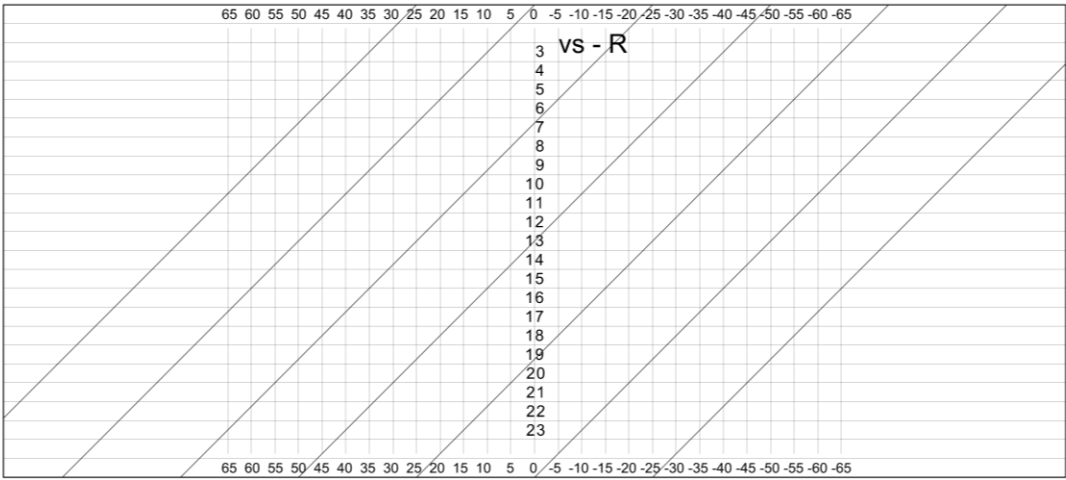


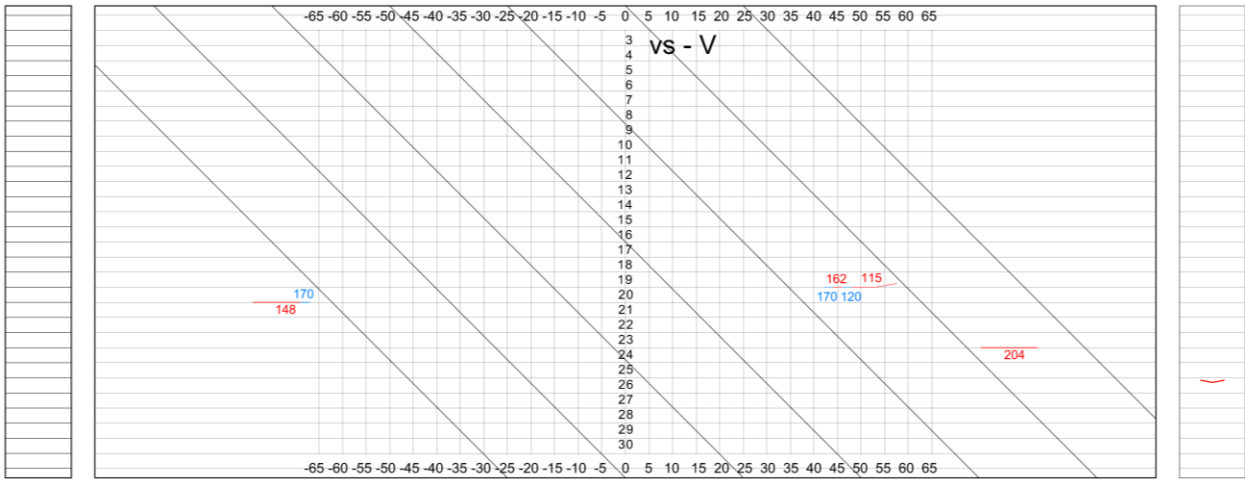
VA - GWS - 1 - 45° - 250 - 1



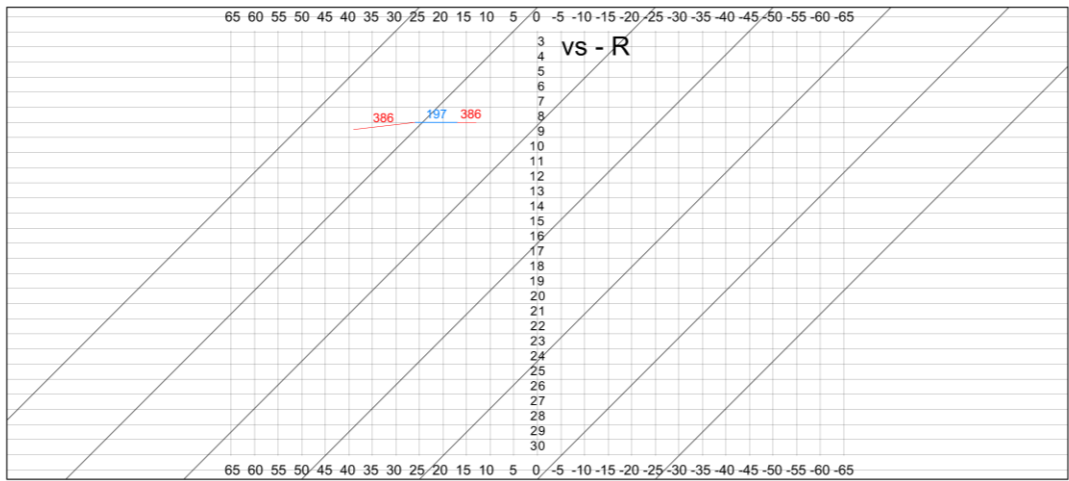


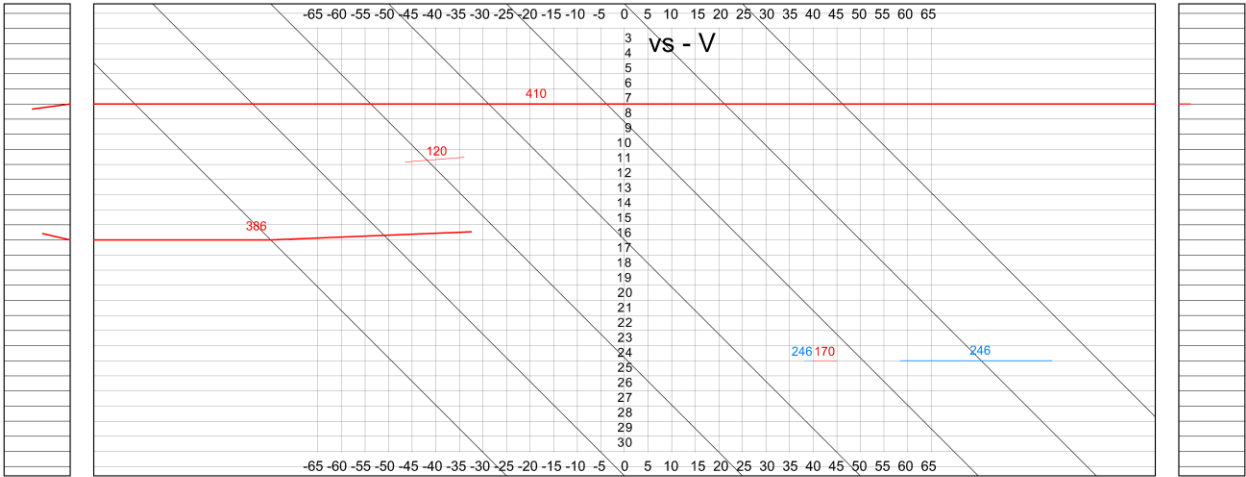
VA - GWS - 1 - 45° - 250 - 2



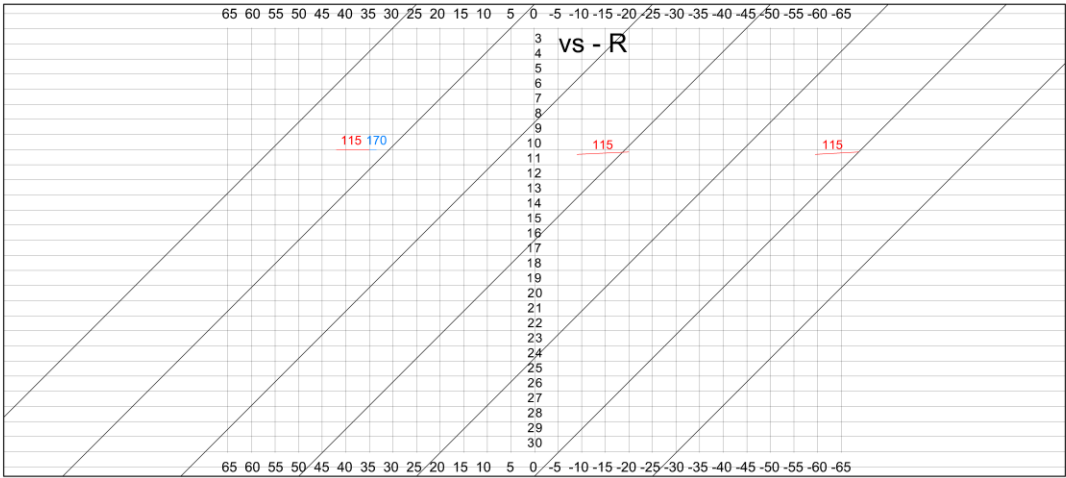


VA - GWS - 1 - 45° - 250 - 3





VA - GWS - 1 - 45° - 250 - 4



	-30	-20	-15	-10	-5	5	10	15	20	30	
2											2
3											3
4											4
5											5
6											6
7											7
8											8
9											9
10											10
11											11
12											12
13											13
14											14
15											15
16											16
17											17
18											18
19											19
20											20
21											21
22											22
23											23
24											24
	-30	-20	-15	-10	-5	5	10	15	20	30	

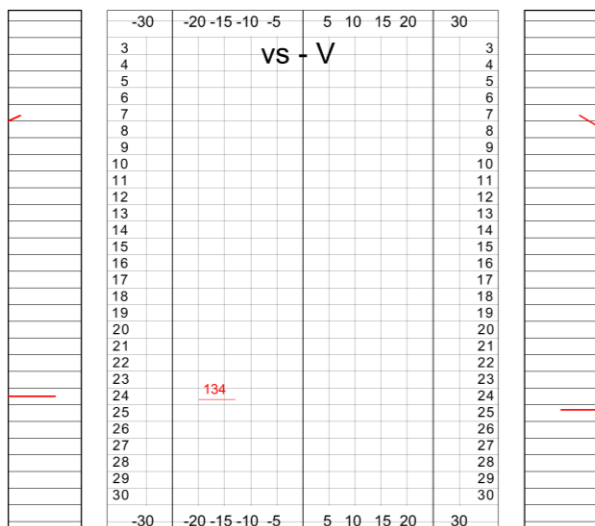
	-30	-20	-15	-10	-5	5	10	15	20	30	
2											2
3											3
4											4
5											5
6											6
7											7
8											8
9											9
10											10
11											11
12											12
13											13
14											14
15											15
16											16
17											17
18											18
19											19
20											20
21											21
22											22
23											23
24											24
	-30	-20	-15	-10	-5	5	10	15	20	30	

VA - GWS - 1 - 90° - 250 - 1

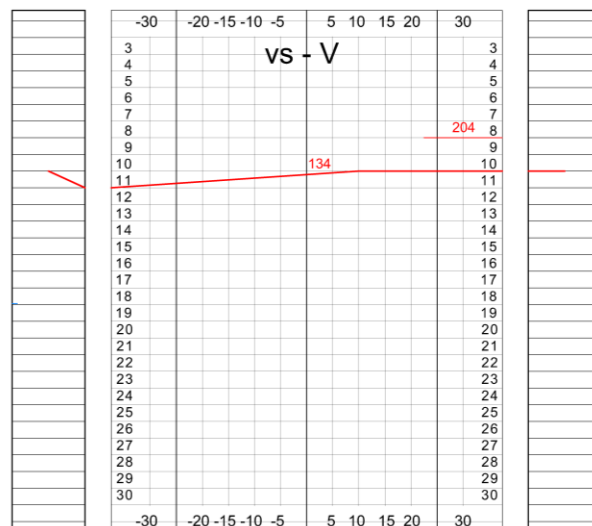
VA - GWS - 1 - 90° - 250 - 2

30	20	15	10	5	-5	-10	-15	-20	-30	
2										2
3										3
4										4
5										5
6										6
7										7
8										8
9										9
10										10
11										11
12										12
13										13
14										14
15										15
16										16
17										17
18										18
19										19
20										20
21										21
22										22
23										23
24										24
30	20	15	10	5	-5	-10	-15	-20	-30	

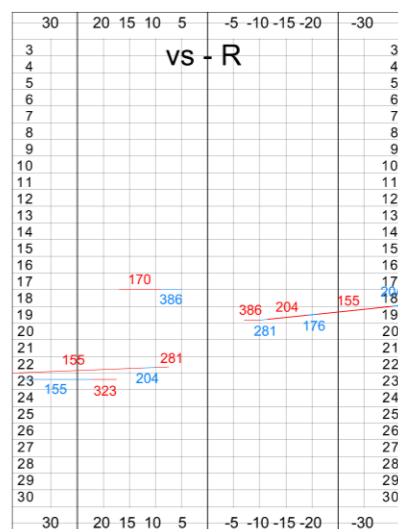
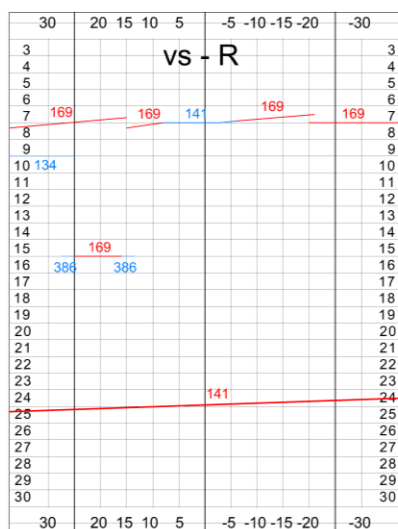
30	20	15	10	5	-5	-10	-15	-20	-30	
2										2
3										3
4										4
5										5
6										6
7										7
8										8
9										9
10										10
11										11
12										12
13										13
14										14
15										15
16										16
17										17
18										18
19										19
20										20
21										21
22										22
23										23
24										24
30	20	15	10	5	-5	-10	-15	-20	-30	

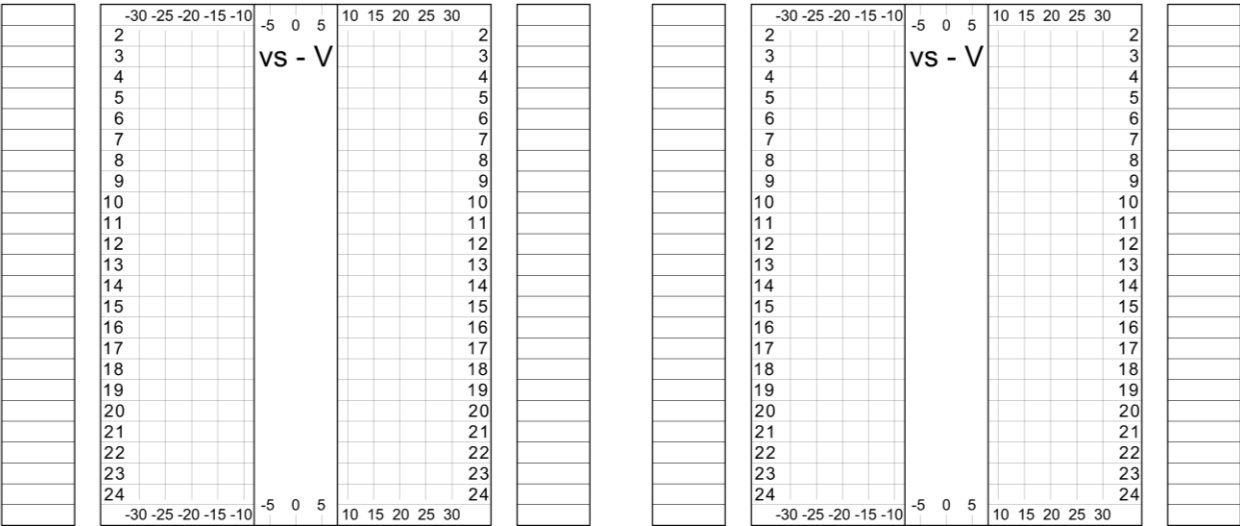


VA - GWS - 1 - 90° - 250 - 3



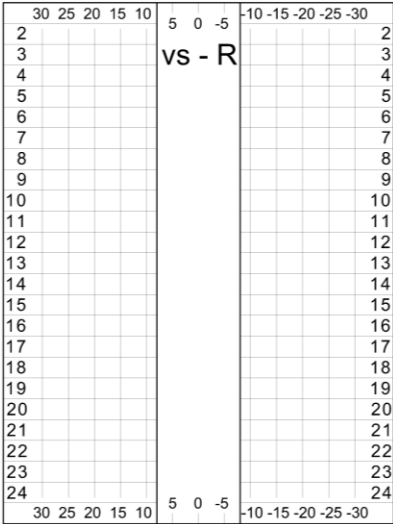
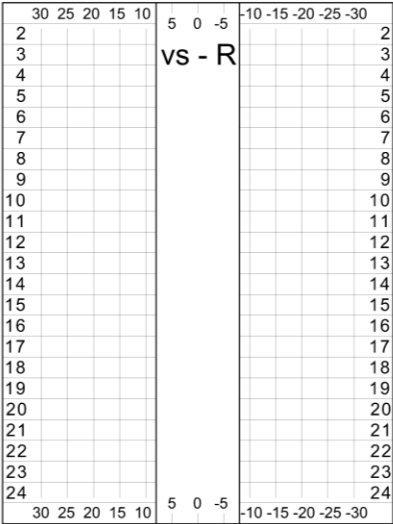
VA - GWS - 1 - 90° - 250 - 4

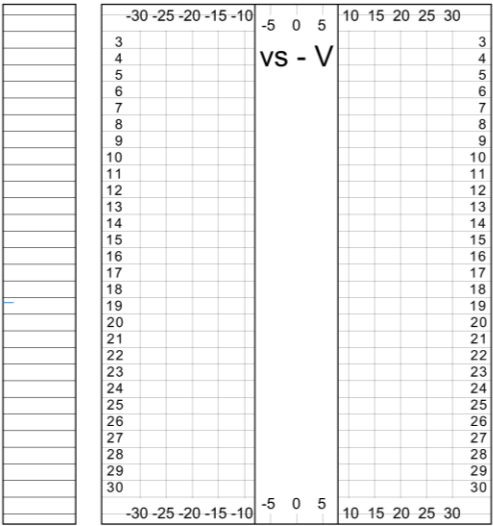




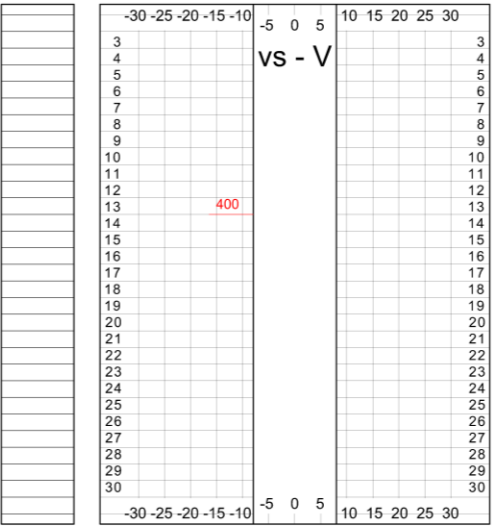
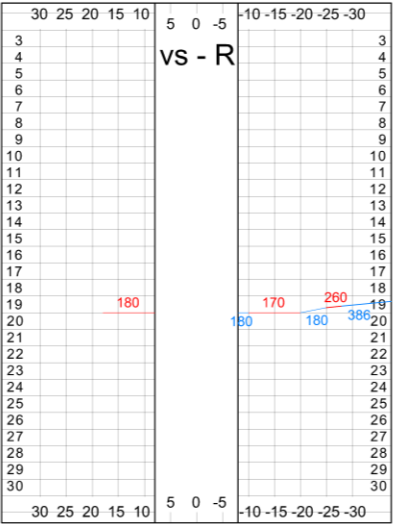
VA - FSH - 2 - 90° - 750 - 1

VA - FSH - 2 - 90° - 750 - 2

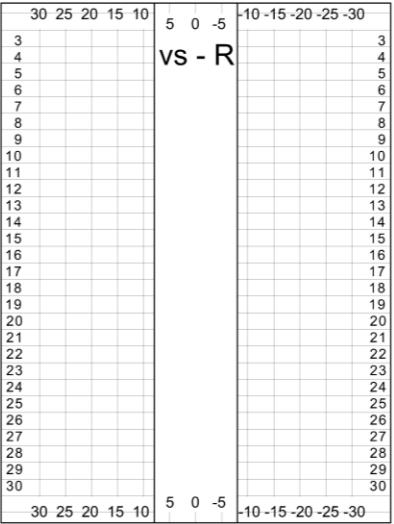


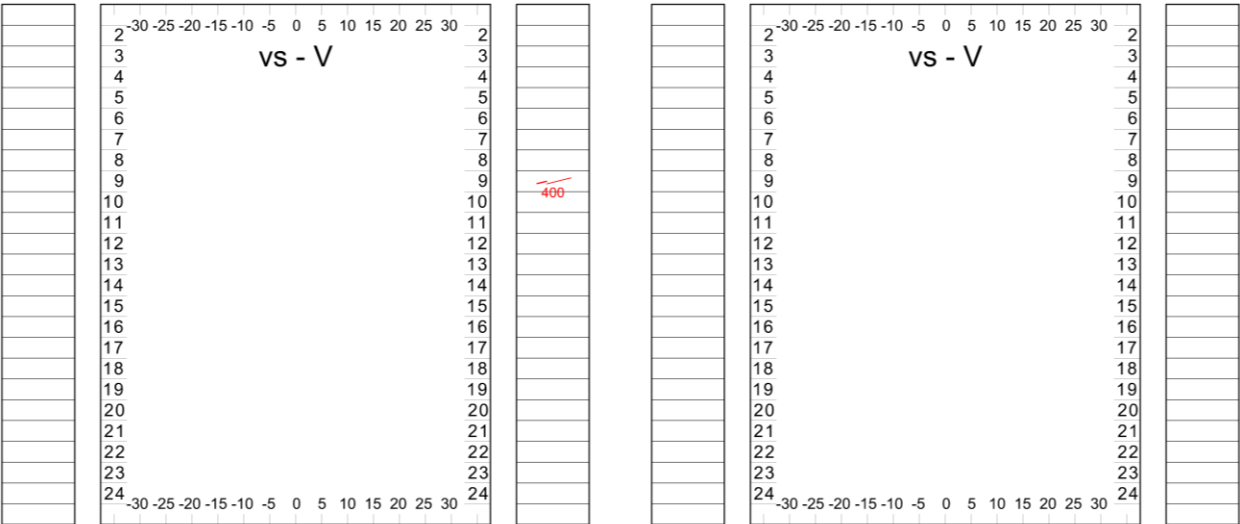


VA - FSH - 2 - 90° - 750 - 3



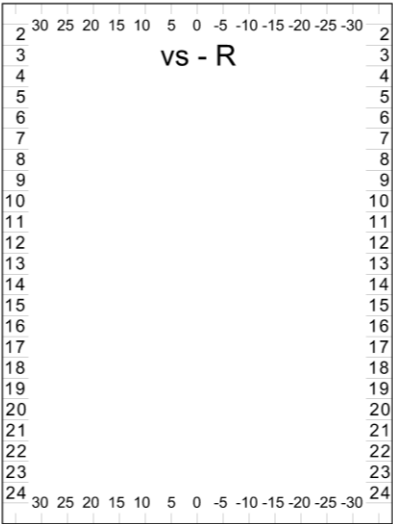
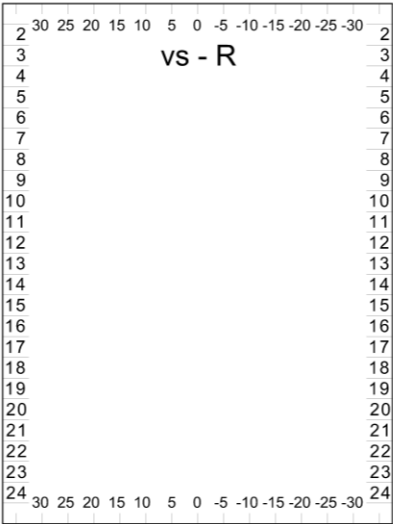
VA - FSH - 2 - 90° - 750 - 4

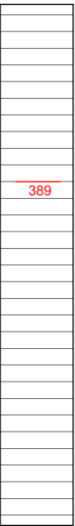
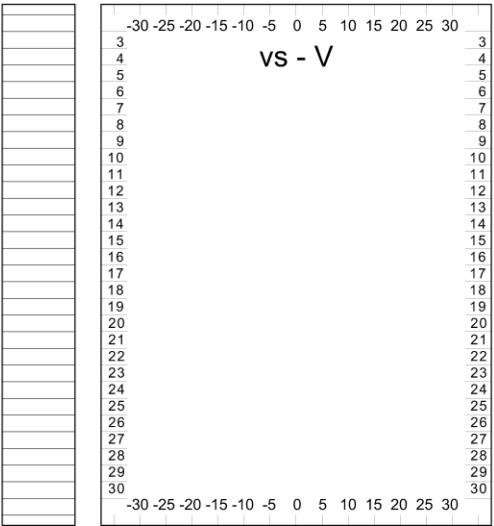
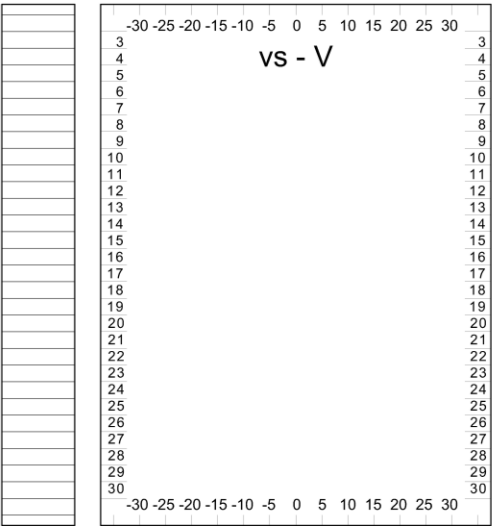




VA - FSH - 2 - 90° - voll - 1

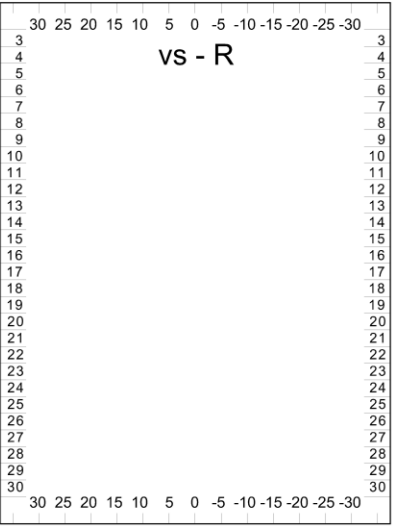
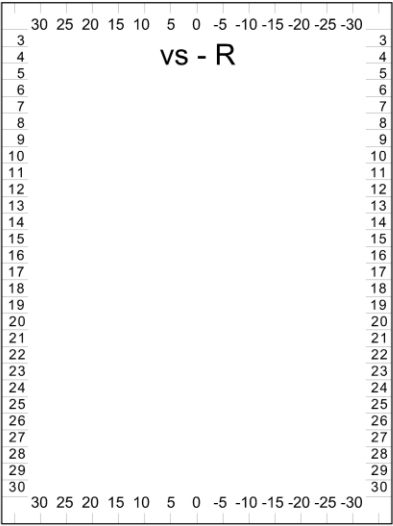
VA - FSH - 2 - 90° - voll - 2



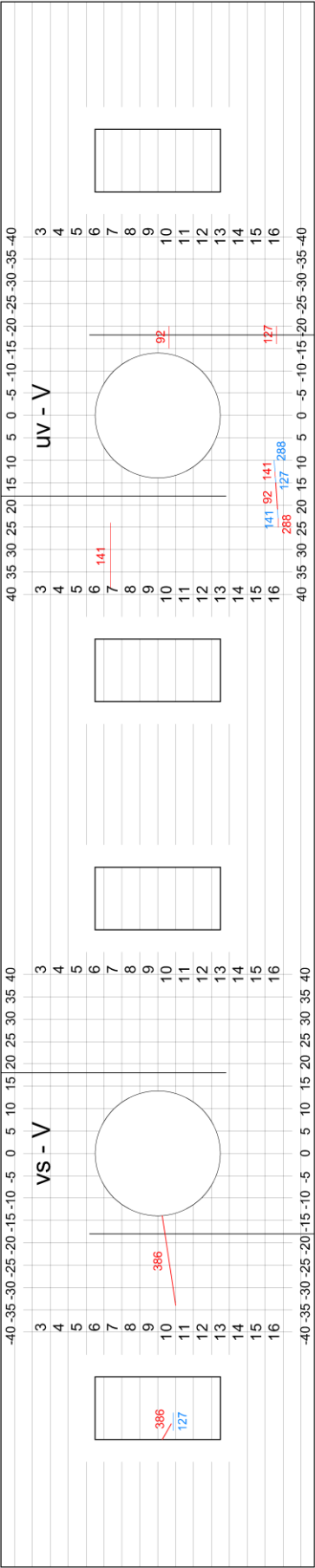


VA - FSH - 2 - 90° - voll - 3

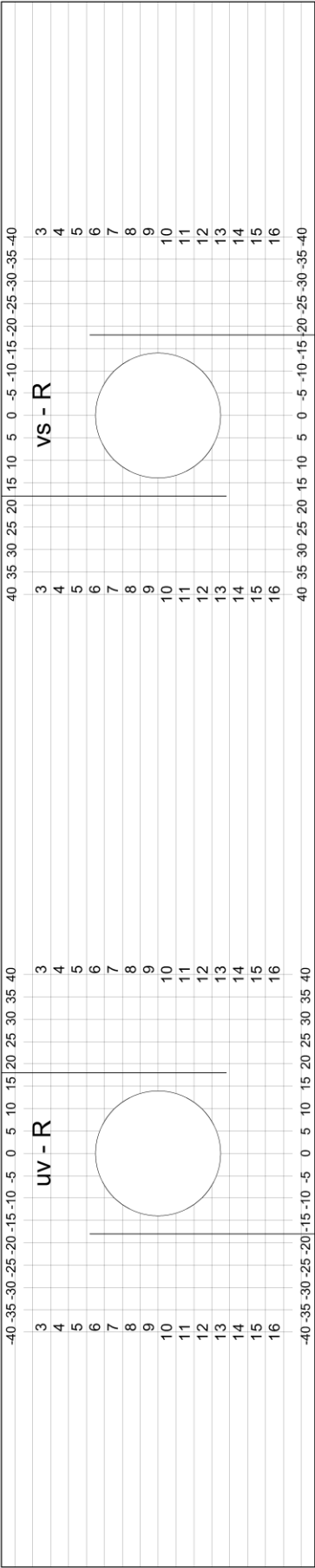
VA - FSH - 2 - 90° - voll - 4

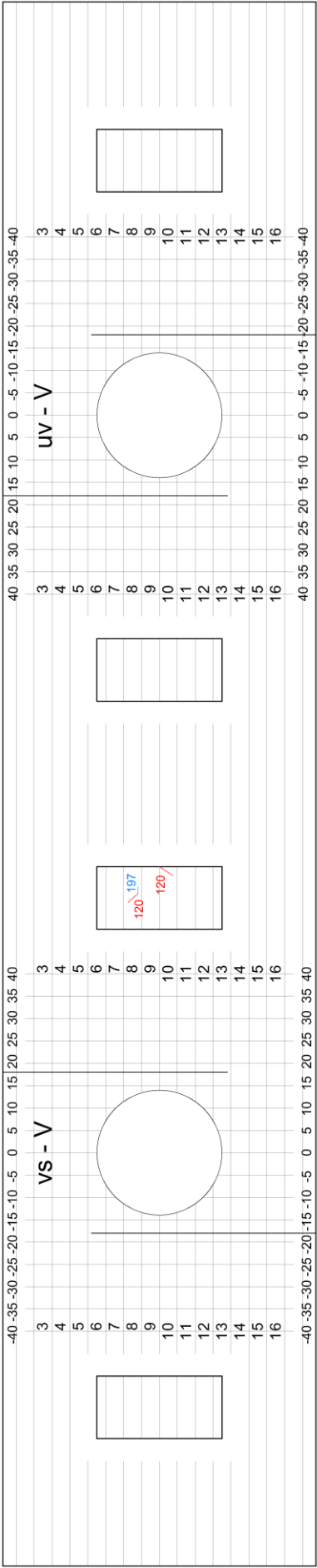


Rissbilder “Durchbrüche“

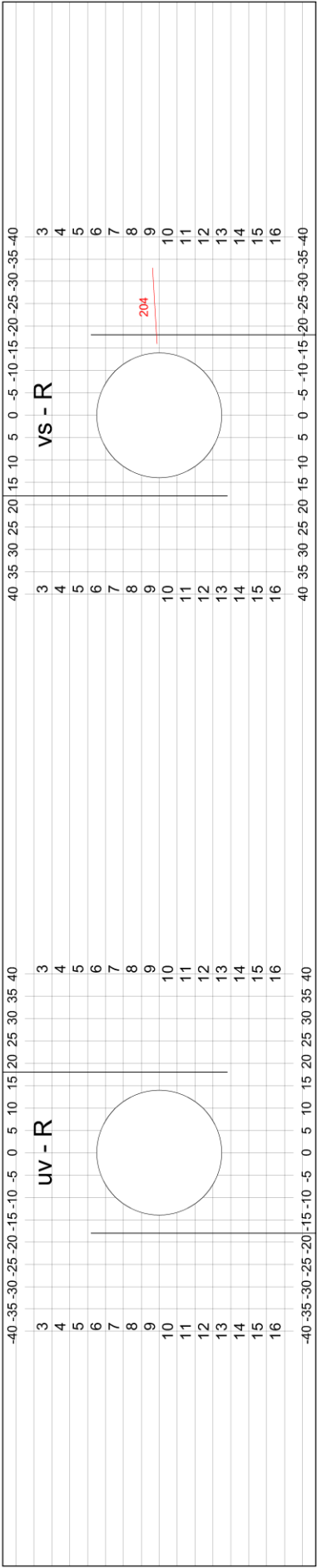


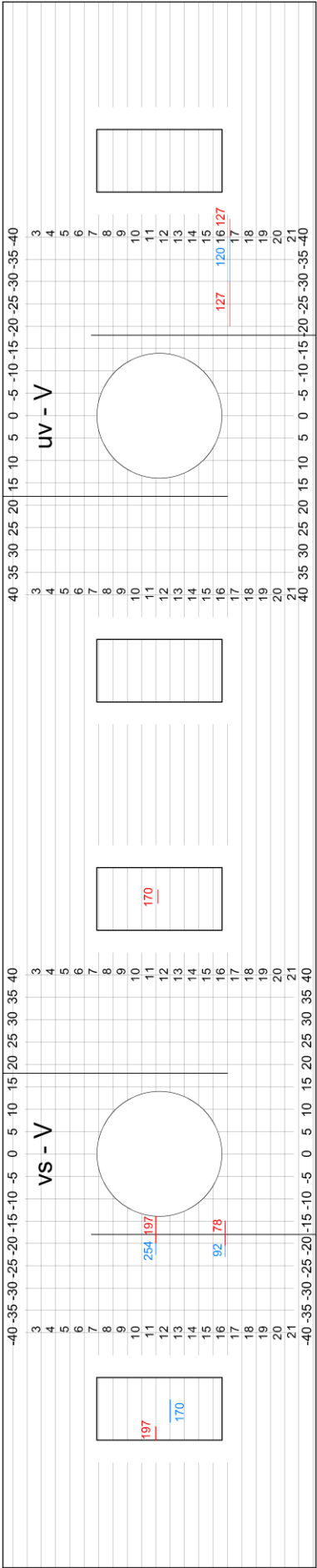
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 1



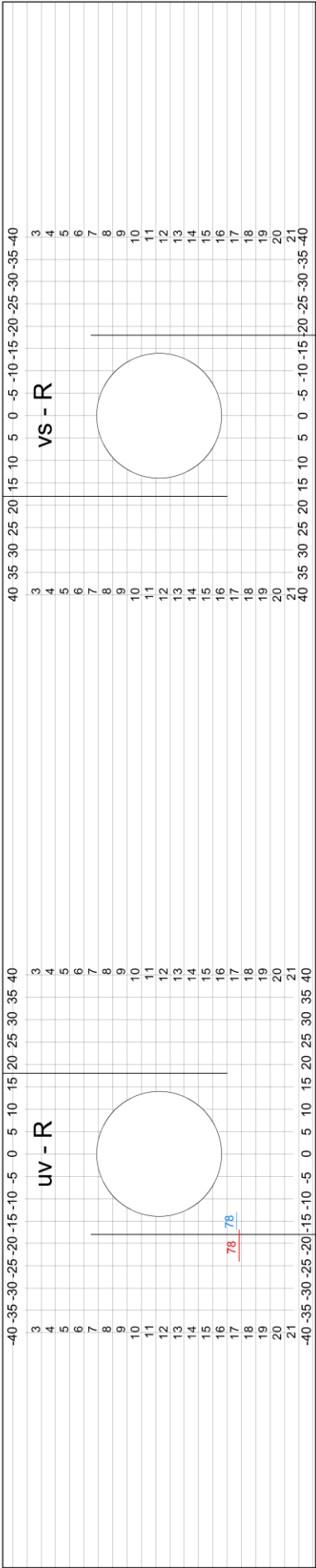


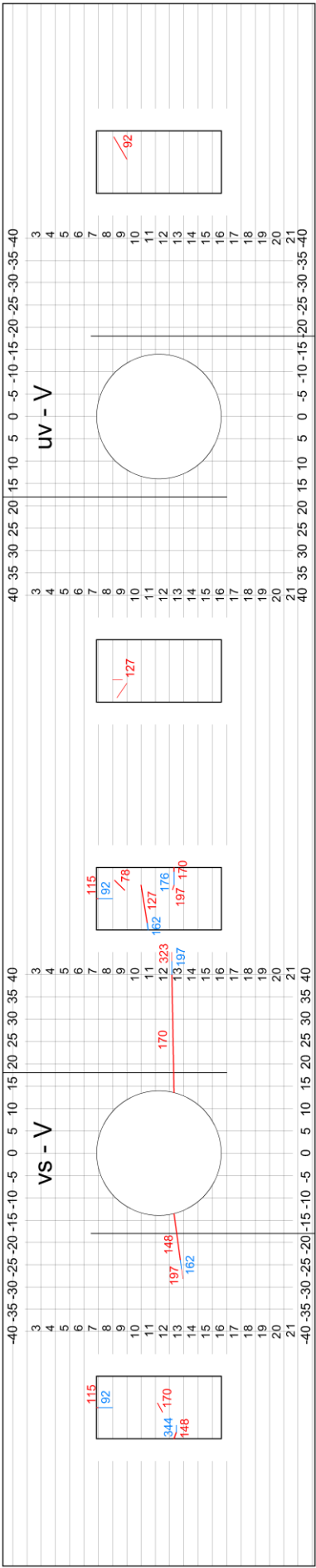
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 2



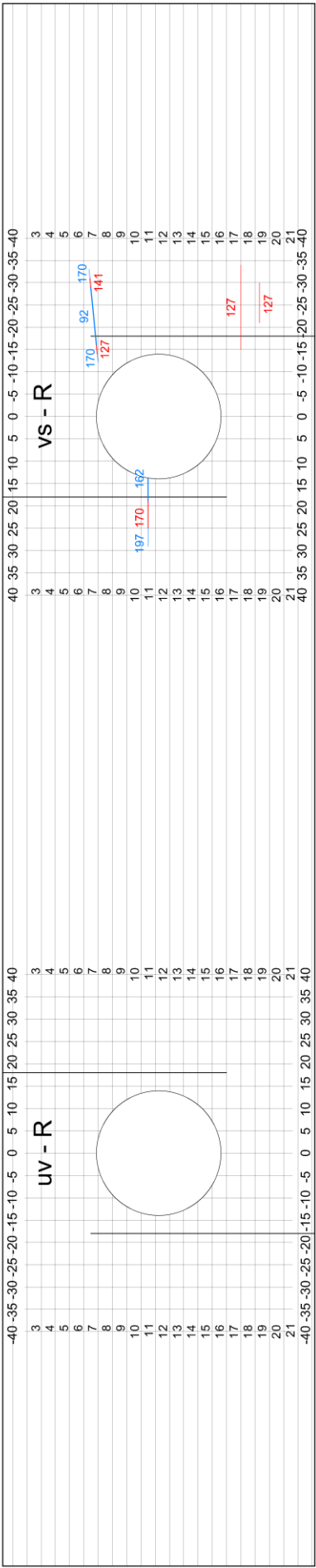


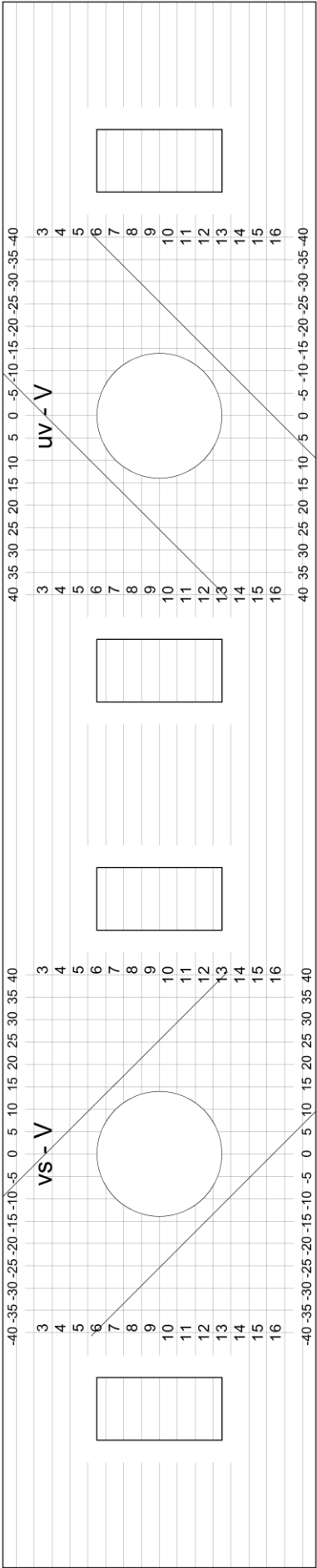
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 3



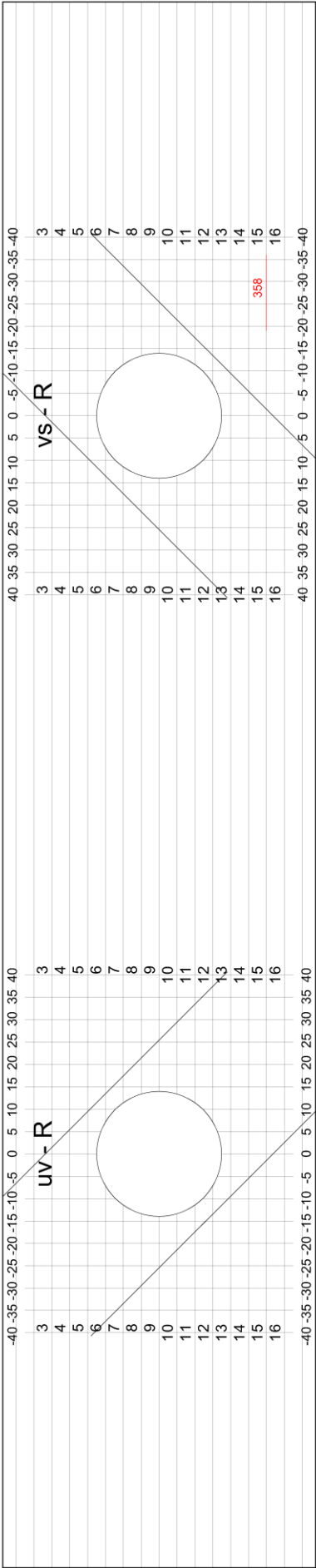


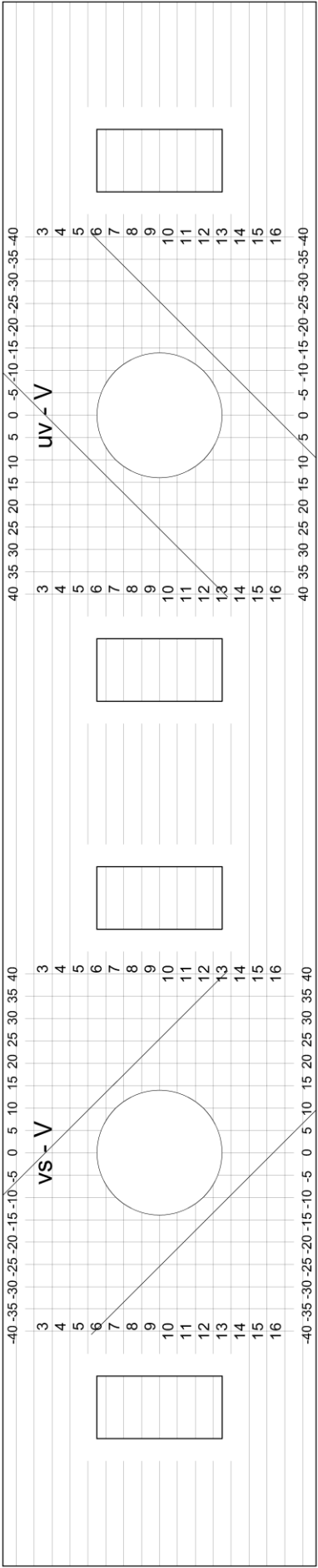
D - GWS - 1 - 90° - 40 - 4



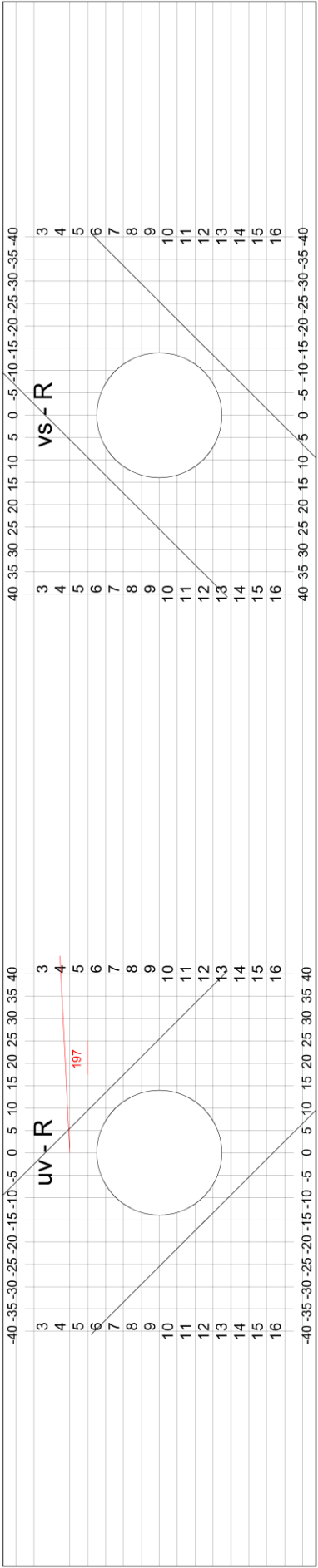


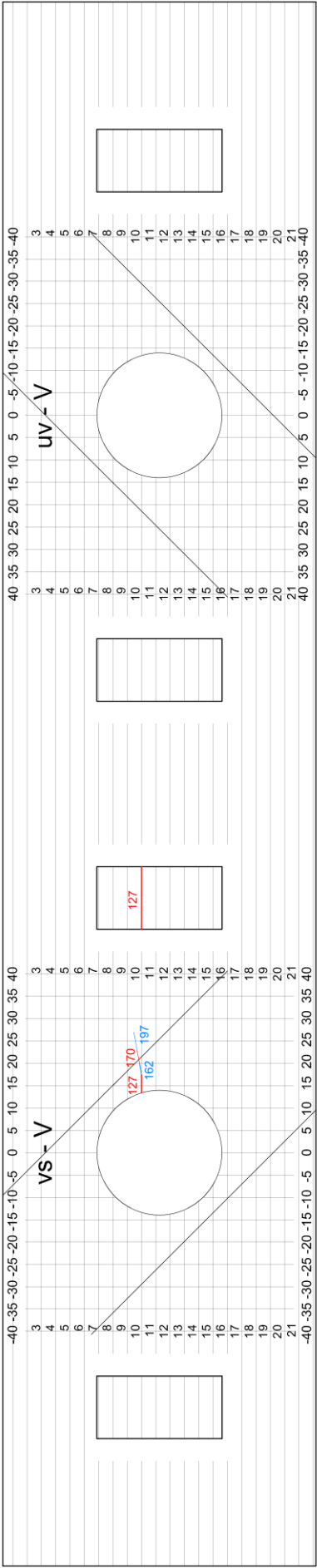
D - GWS - 1 - 45° - 40 - 1



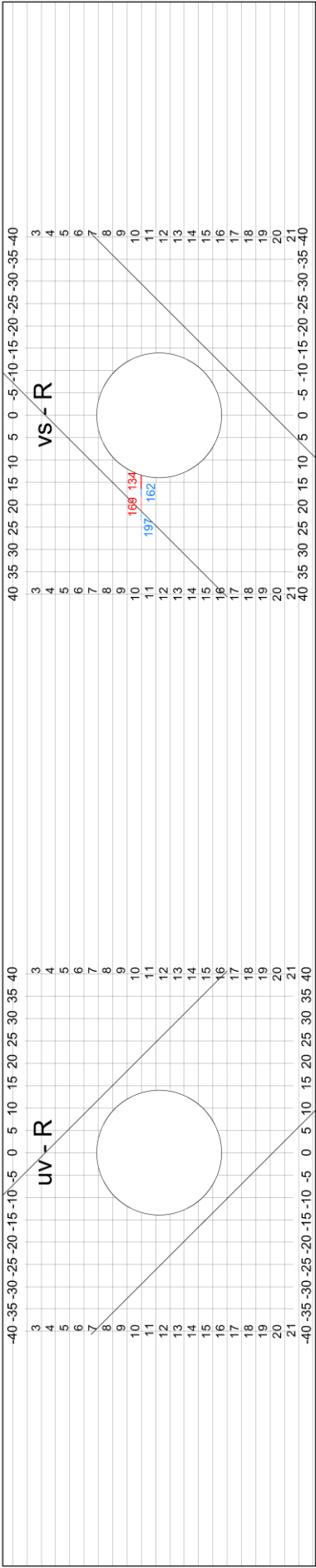


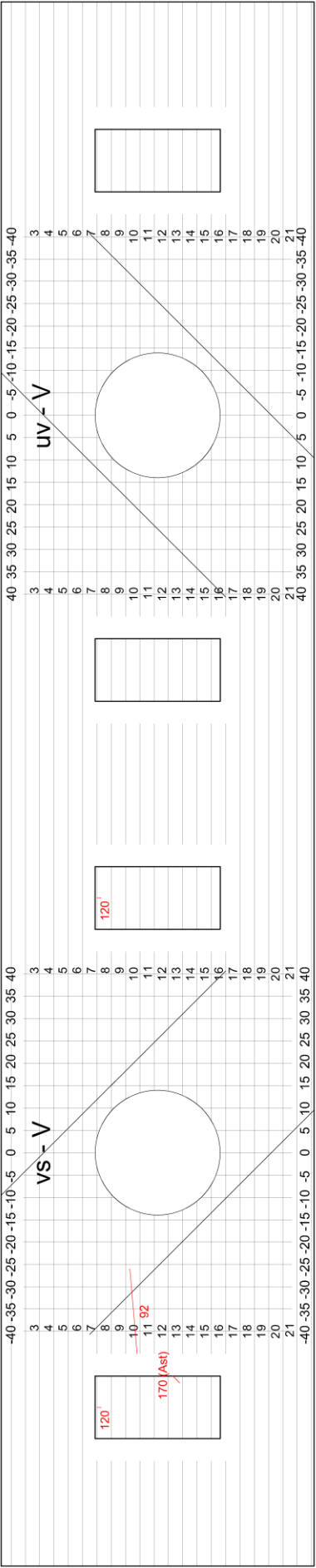
D - GWS - 1 - 45° - 40 - 2



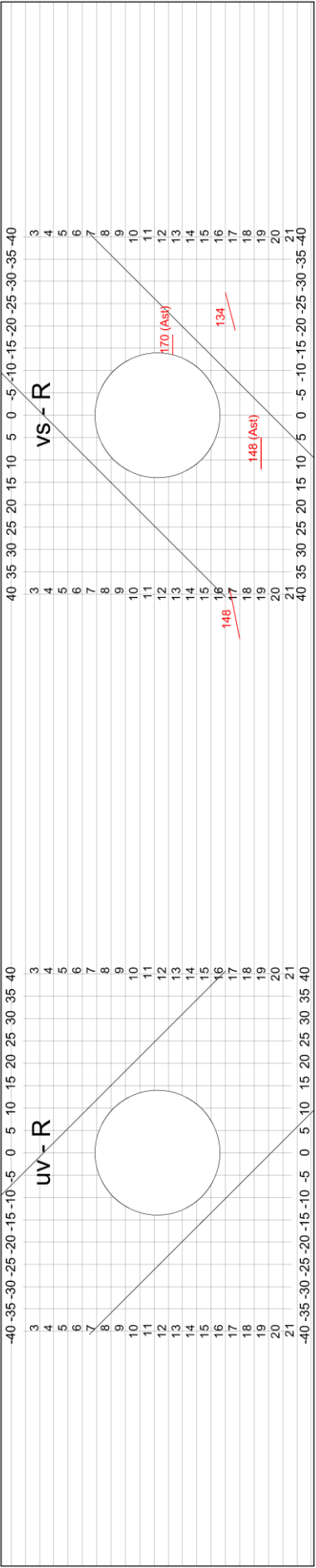


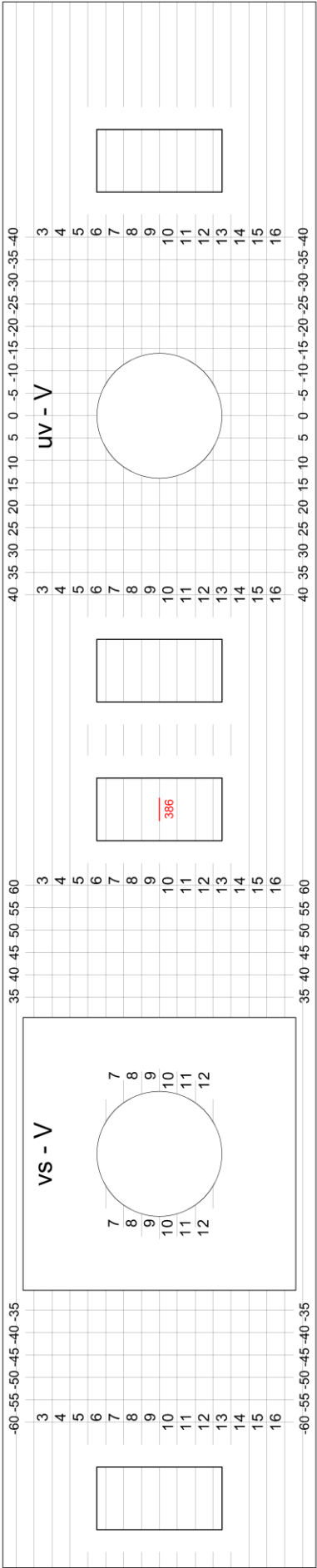
D - GWS - 1 - 45° - 40 - 3



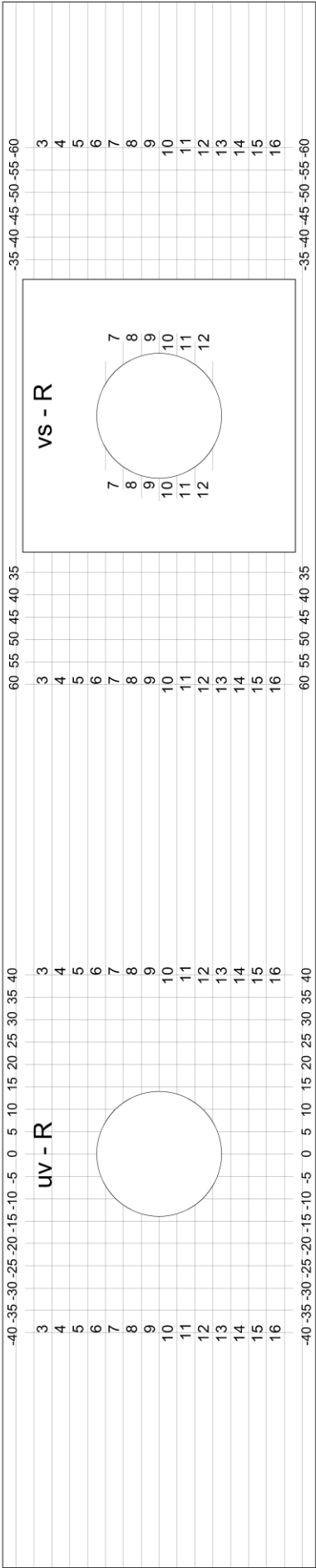


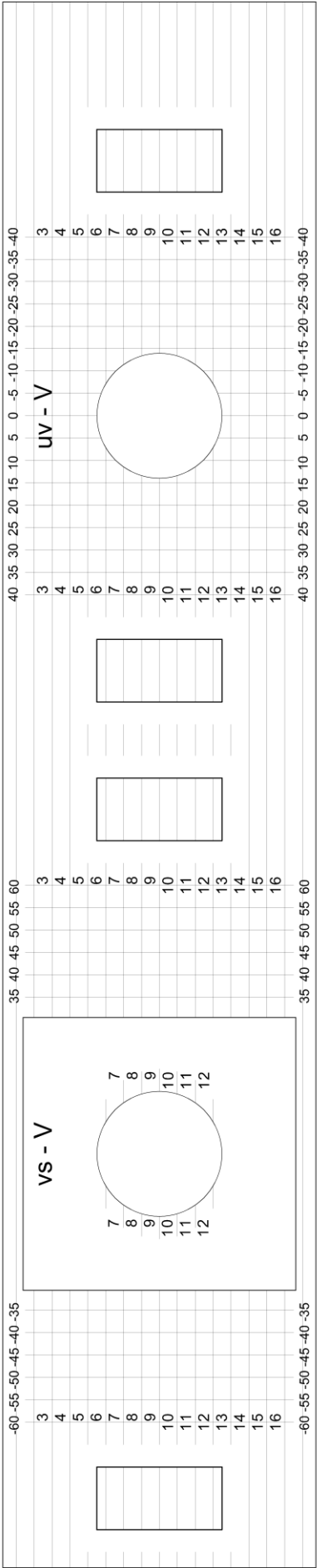
D - GWS - 1 - 45° - 40 - 4



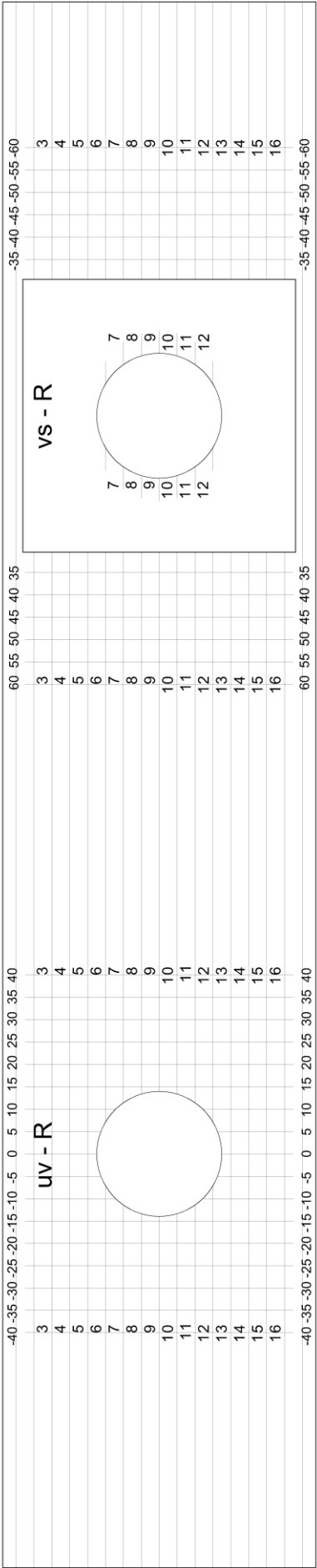


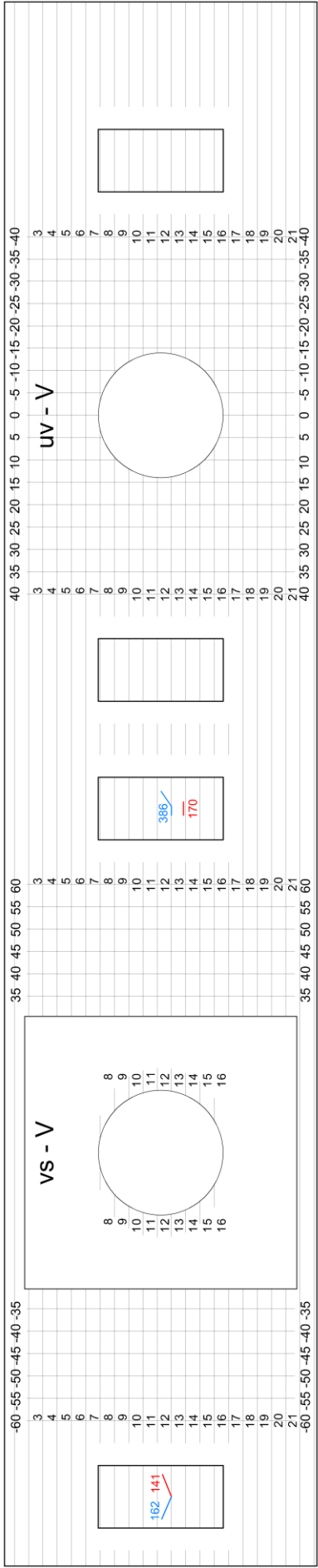
D - FSH - 2 - 90° - _ - 1



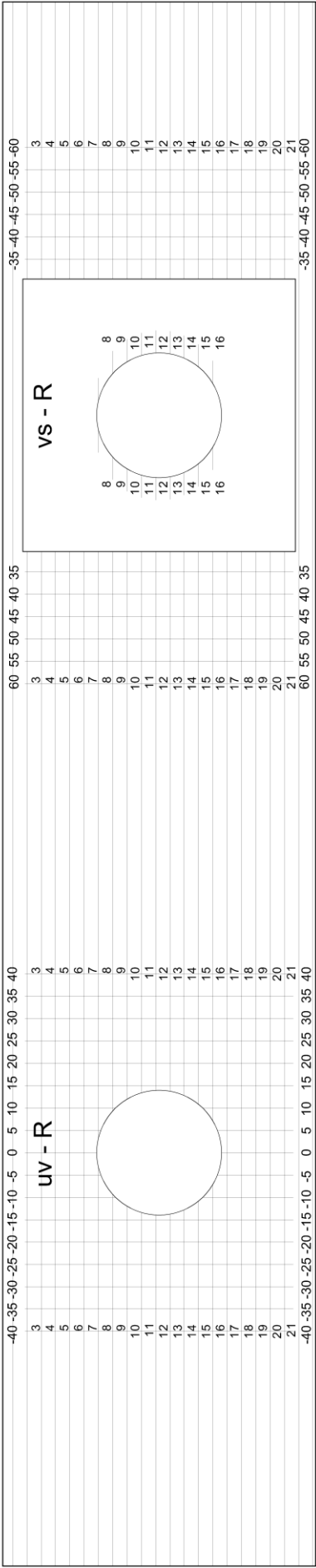


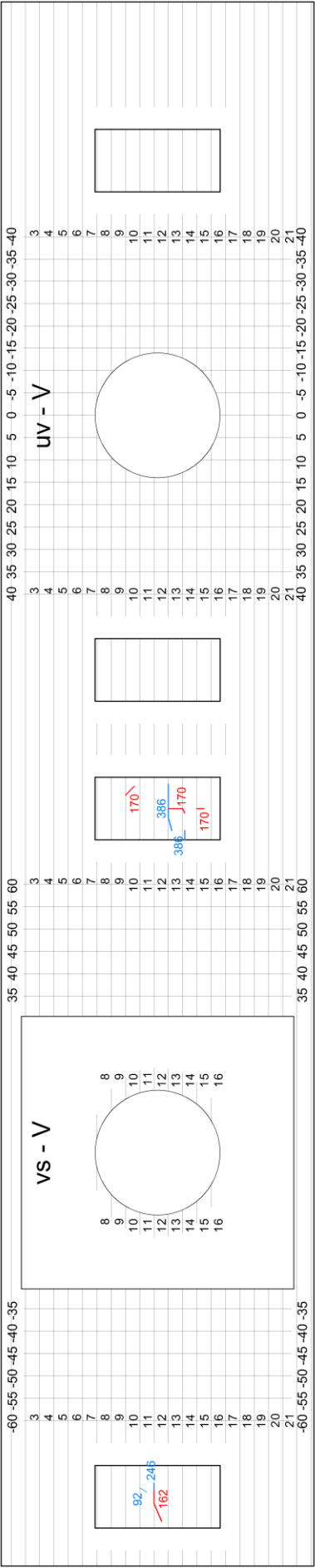
D - FSH - 2 - 90° - - 2



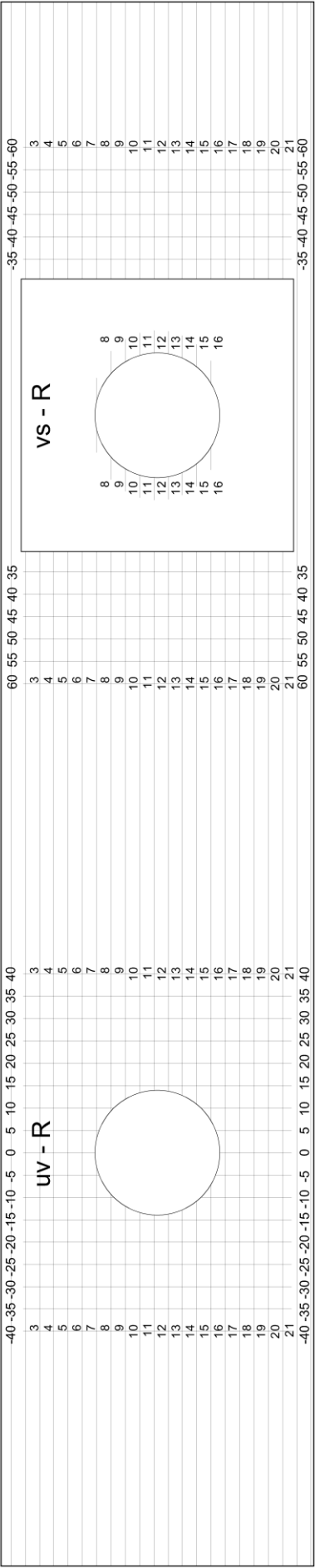


D - FSH - 2 - 90° - _ - 3

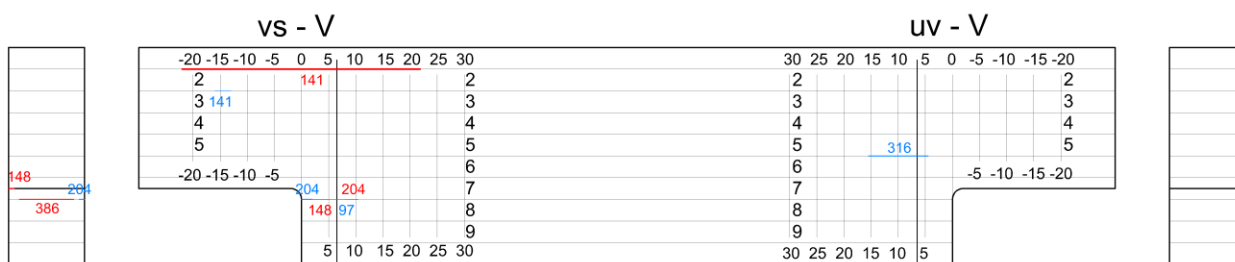




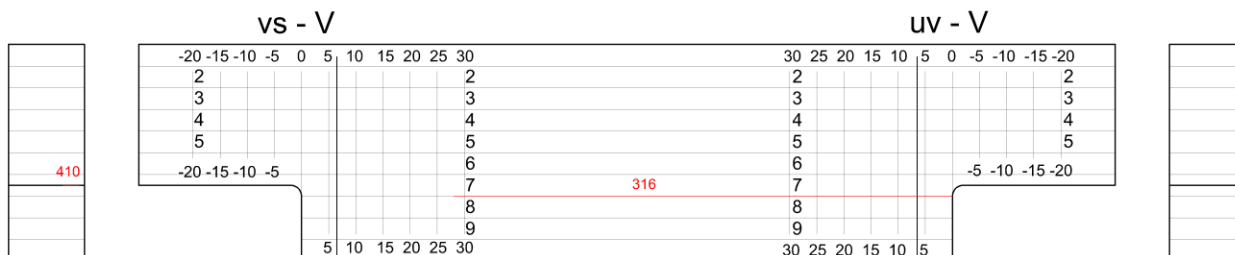
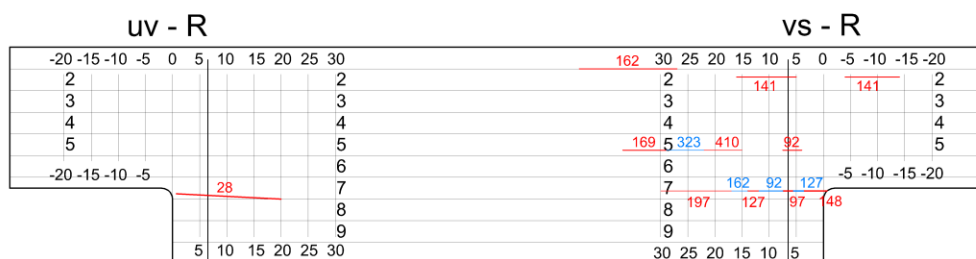
D - FSH - 2 - 90° - - 4



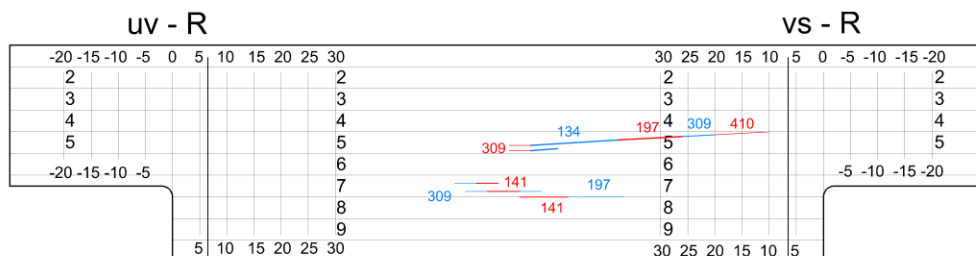
Rissbilder "Ausklinkungen"



A - VGS - 2 - 90° - 65 - 1



A - VGS - 2 - 90° - 65 - 2



vs - V												uv - V											
-20	-15	-10	-5	0	5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5	0	-5	-10	-15	-20	
3										3		3										3	
4										4		4										4	
5										5		5										5	
6										6		6										6	
7										7		7										7	
										8		8										8	
-20	-15	-10	-5							9		9										9	
										10		10										10	
										11		11										11	
										12		12										12	
										5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5	

A - VGS - 2 - 90° - 65 - 3

uv - R												vs - R											
-20	-15	-10	-5	0	5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5	0	-5	-10	-15	-20	
3										3		3										3	
4										4		4										4	
5										5		5										5	
6										6		6										6	
7										7		7										7	
										8		8										8	
-20	-15	-10	-5							9		9							-5	-10	-15	-20	
										10		10										10	
										11		11										11	
										12		12										12	
						5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5					

	vs - V												uv - V												
	-20	-15	-10	-5	0	5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5	0	-5	-10	-15	-20		
	3										3		3										3		
	4										4		4										4		
	5										5		5										5		
	6										6		6										6		
	7										7		7										7		
											8		8										8		
											9		9										9		
											10		10										10		
											11		11										11		
											12		12										12		
											5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5		
																</									

A - VGS - 2 - 90° - 65 - 4

uv - R												vs - R											
-20	-15	-10	-5	0	5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5	0	-5	-10	-15	-20	
3										3		3										3	
4										4		4										4	
5										5		5										5	
6										6		6										6	
7										7		7										7	
										8		8										8	
										9		9										9	
										10		10										10	
										11		11										11	
										12		12										12	
										5	10	15	20	25	30		30	25	20	15	10	5	

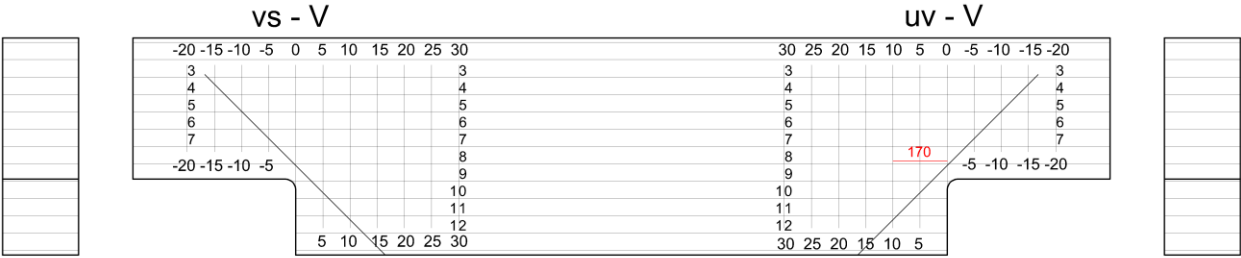


A - VGS - 2 - 45° - 26 - 1



A - VGS - 2 - 45° - 26 - 2





$$uv - V$$

-20 -15 -10 -5	15 20 25 30 35	25 20 15 10 5 0 -5 -10 -15 -20
2	2	2
3	3	3
4	4	4
5	5	5
-20 -15 -10 -5	6	-5 -10 -15 -20
	7	
	8	
	9	
	15 20 25 30 35	25 20 15 10 5

A - FSH - 2 - 90° - - 1

vs - R

-20 -15 -10 -5 0 5 10 15 20 25	35 30 25 20 15	-5 -10 -15 -20
2	2	2
3	3	3
4	4	4
5	5	5
-20 -15 -10 -5	6	-5 -10 -15 -20
	7	
	8	
	9	
5 10 15 20 25	35 30 25 20 15	

$$uv - V$$

-20 -15 -10 -5	15 20 25 30 35	25 20 15 10 5 0 -5 -10 -15 -20
2	2	2
3	3	3
4	4	4
5	5	5
-20 -15 -10 -5	6	-5 -10 -15 -20
	7	
	8	
	9	
	15 20 25 30 35	25 20 15 10 5

A - FSH - 2 - 90° - - 2

vs - R

-20 -15 -10 -5 0 5 10 15 20 25	35 30 25 20 15	-5 -10 -15 -20
2	2	2
3	3	3
4	4	4
5	5	5
-20 -15 -10 -5	6	-5 -10 -15 -20
	7	
	8	
	9	
5 10 15 20 25	35 30 25 20 15	

Anhang B

Ergebnisse “Durchbrüche“

$$A_{\text{net}} = b \cdot (h - h_d)$$

Tabelle B - 1: Ergebnisse der Bauteilgruppe “Durchbrüche“ (Schubspannung V/A_{net} [N/mm²])

			GWS – 90°		GWS – 45°		FSH	
	Prüf- körper	Her- steller	Mit Sperr effekt	Ohne Sperr effekt	Mit Sperr effekt	Ohne Sperr effekt	Mit Sperr effekt	Ohne Sperr effekt
Einzel- werte	1	A	1,39	2,15	2,99	2,89	2,59	3,06
	2	A	1,45	2,15	2,92	3,08	2,66	3,45
	3	B	1,71	2,85	2,12	3,55	2,24	3,96
	4	B	1,79	2,58	2,23	3,46	1,74	3,06
Mittel- werte	1 + 2	A	1,42	2,15	2,96	2,99	2,62	3,25
	3 + 4	B	1,75	2,71	2,17	3,51	1,99	3,51
Mit / Ohne Sperr.		A	0,66		0,99		0,81	
Mit / Ohne Sperr.		B	0,64		0,62		0,57	
Mittelwert	1 - 4	A + B	1,58	2,43	2,56	3,25	2,31	3,38
Mit / Ohne Sperr.		A + B	0,65		0,79		0,68	

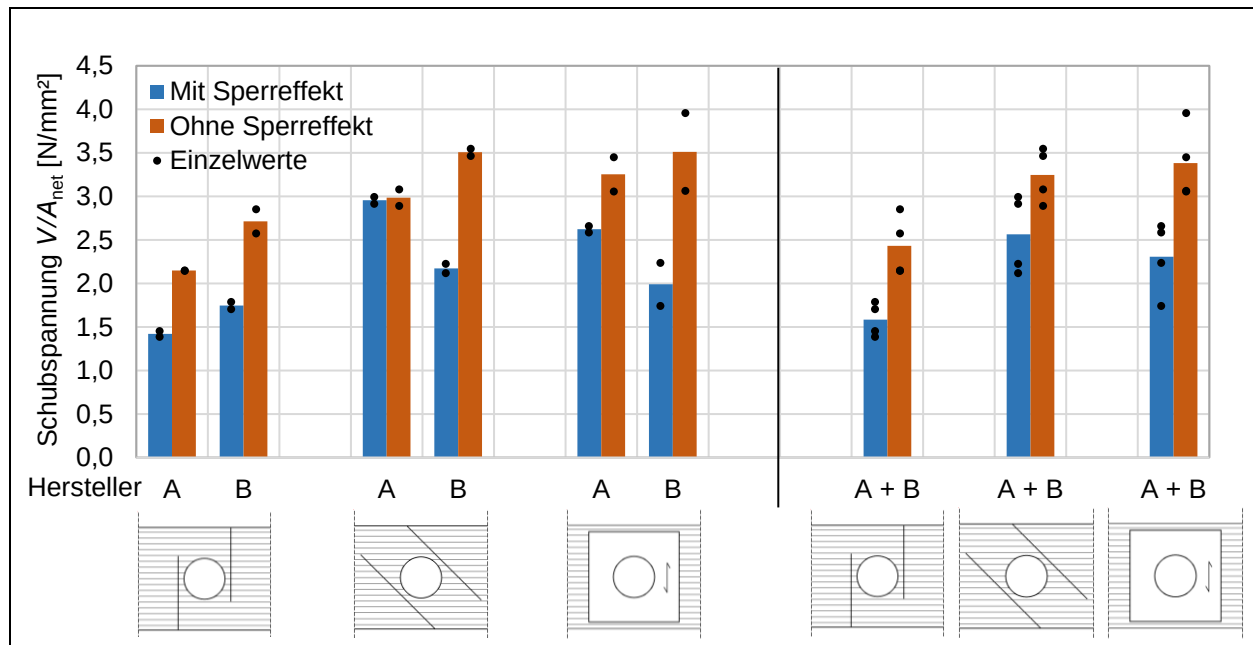


Abbildung B - 1: Ergebnisse der Bauteilgruppe “Durchbrüche“

Ergebnisse "Ausklinkungen"

$$A_{net} = b \cdot h_{ef}$$

Tabelle B - 2: Ergebnisse der Bauteilgruppe "Ausklinkungen" (Schubspannung V/A_{net} [N/mm²])

			VGS – 90°		VGS – 45°		FSH	
	Prüf- körper	Her- steller	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt	Mit Sperreffekt	Ohne Sperreffekt
Einzel- werte	1	A	2,08	3,44	2,54	3,41	1,93	2,44
	2	A	2,04	2,94	2,43	3,95	2,37	2,30
	3	B	1,84	2,61	3,68	2,97	1,57	2,68
	4	B	2,16	2,80	2,41	3,01	1,53	2,55
Mittel- werte	1 + 2	A	2,06	3,19	2,49	3,68	2,15	2,37
	3 + 4	B	2,00	2,70	3,05	2,99	1,55	2,61
Mit / Ohne Sperr.		A	0,65		0,68		0,91	
Mit / Ohne Sperr.		B	0,74		1,02		0,59	
Mittelwert	1 - 4	A + B	2,03	2,95	2,77	3,33	1,85	2,49
Mit / Ohne Sperr.		A + B	0,69		0,83		0,74	

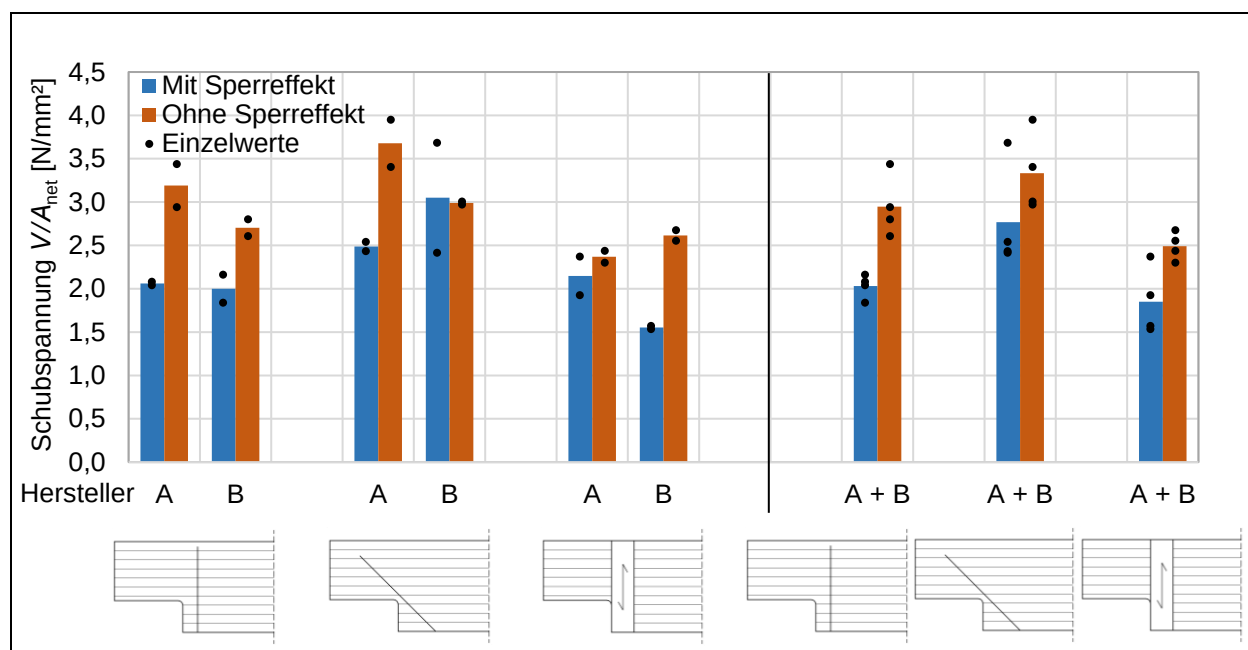


Abbildung B - 2: Ergebnisse der Bauteilgruppe "Ausklinkungen"