

Entwicklung momententragfähiger Eckverbindungen für pultrudierte GFK-Profile

Dem Promotionsausschuss der HafenCity Universität Hamburg
vorgelegte Dissertation zur Erlangung
des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
(Dr.-Ing.)

von

Matthias Behrens
aus Rendsburg

Tag der mündlichen Prüfung: 06.07.2023

1.Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manuel Krahwinkel

2.Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Liebrecht

Arbeitsgebiet
Innovative Bauweisen und Baukonstruktion
HafenCity Universität Hamburg

DOI: 10.34712/142.41

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2017 bis 2023 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Arbeitsgebiet Innovative Bauweisen und Baukonstruktion der HafenCity Universität Hamburg. Sie wurde vom dortigen Promotionsausschuss als Dissertation angenommen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manuel Krahwinkel für die Betreuung und Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit sowie die Übernahme des Referats.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Liebrecht danke ich recht herzlich für die Übernahme des Koreferates.

Für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Frank Wellershoff.

Mein Dank gilt auch allen Freunden und Kollegen, die durch ihre Diskussionsbereitschaft zum Entstehen dieser Arbeit beigetragen haben.

Abschließend danke ich meiner Familie und insbesondere meinen Eltern für die Unterstützung auf meinem bisherigen Lebensweg.

Hamburg, Juni 2023
Matthias Behrens

Kurzfassung

Stabtragwerke können durch den Einsatz von momententragfähigen Anschlüssen effizienter gestaltet werden, da die Momente im Tragwerk gleichmäßiger verteilt werden. Dadurch können Material, Eigengewicht und Kosten eingespart werden. Im Stahl-, Holz- und Stahlbetonbau ist es Stand der Technik, biegesteife Anschlüsse zu verwenden. Diese normativ geregelten biegesteifen Anschlüsse haben für die Baustatik den Vorteil, dass die Steifigkeit des Anschlusses nicht berechnet werden muss. Der Anschluss muss nur für das resultierende Moment nachgewiesen werden. Für diese ökonomische Bauweise gibt es im Bauwesen für Halbzeuge aus Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) derzeit generell keine normative Grundlage. Für Halbzeuge aus FKV werden im Bauwesen i.d.R. Glasfasern verwendet. Für diese glasfaserverstärkten Kunststoffprofile (GFK-Profile) existieren Anwendungsregeln für gelenkige Verbindungen, aber nicht für momententragfähige bzw. biegesteife Verbindungen und genau hier setzt diese Arbeit an. Es werden momententragfähige, rechtwinklige Eckverbindungen mit GFK-Profilen für Stütze und Riegel untersucht. Die GFK-Profile weisen die meisten Fasern in Richtung der Stabachse auf. Der Kunststoff schützt die Fasern nur vor Umwelteinflüssen und stabilisiert sie gegen Knicken, die Kräfte werden jedoch von den Fasern aufgenommen. Daher muss die Kraft von den Fasern über Verbindungsmittel und Fügebauteile in die Fasern des anderen Bauteils geleitet werden. Folglich muss die Kraft über eine geringere Anzahl von Querfasern der Profile in das Verbindungsmittel eingeleitet werden. Dies wirkt sich in erster Linie auf das aufnehmbare Moment aus. Aber auch die Rotation der Eckverbindung muss gering gehalten werden und dies bei einem ca. 12-fach geringeren E-Modul von GFK-Profilen im Vergleich zu Stahlprofilen. Im Stahlbau gibt es die Möglichkeit, eine Verbindung nach ihrer Steifigkeit zu klassifizieren. Für GFK-Profile gibt es jedoch keine Ansätze.

Auf der Grundlage einer umfangreichen Literaturrecherche werden in der vorliegenden Arbeit Eckverbindungsvarianten für die beiden im Bauwesen häufig verwendeten Profilquerschnitte Hohlkasten- und Doppel-T-Querschnitte entwickelt. Die Varianten werden für querschnittsgleiche Stützen und Riegel entwickelt, wobei die Stütze nicht über den Riegel hinausragt (L-förmige Verbindung). Als Fügebauteile werden Stahlbleche verwendet, da aufgrund der Isotropie des Materials einer sich ständig ändernden Krafrichtung immer gleiche Werkstoffeigenschaften gegenüberstehen. Bei den Varianten mit Hohlkastenprofilen werden Selbstbohrschrauben (SBS) zur Verbindung der Profile mit den Stahlblechen eingesetzt. SBS haben den Vorteil, dass sie nicht vorgebohrt werden müssen und im Gegensatz zu

Stahlbauschrauben keine Mutter aufgesetzt werden muss. Dies wäre bei den Hohlkastenprofilen problematisch gewesen, da bei der Verbindung des zweiten Profils mit dem Fügebauteil nicht in das Profil eingegriffen werden kann. Die Varianten mit Doppel-T-Profilen werden mit Stahlbauschrauben entwickelt, da hier die Problematik mit der Mutter nicht besteht und die Klemmdicke der zu verbindenden Bauteile für SBS zu groß war. In Anlehnung an die Stahlbaunormung und die Anwendungsregeln für GFK werden die Verbindungen für eine möglichst hohe Biegetragfähigkeit ausgelegt, so dass ein Versagen möglichst im GFK-Profil außerhalb der Verbindungsmittel auftritt.

Die entwickelten Eckverbindungen werden experimentell im Maßstab 1:1 auf ihr Momenten-Rotations-Verhalten untersucht. Die Ergebnisse werden mit der rechnerischen Momententragfähigkeit verglichen und anhand der aufgetretenen Schäden auf Plausibilität überprüft. Die Ergebnisse dienen der anschließenden Verifizierung der numerischen Modelle. Diese Modelle werden mit der Finite-Elemente-Methode mit dem Programm *ANSYS* untersucht. Zur Abbildung des GFK werden anstelle der klassischen Laminattheorie ein elastisch-plastisches Materialgesetz verwendet. Dadurch werden deutlich weniger Materialparameter benötigt, die sonst entweder aufwändig experimentell ermittelt oder angenommen werden müssten. Die Momenten-Rotations-Charakteristik der Eckverbindungen können hinreichend genau abgebildet werden.

In einem weiteren Schritt werden die Eckverbindungen mit einem Voutenblech ergänzt und numerisch untersucht. Die Steifigkeit der Verbindungen kann bei einigen Varianten deutlich gesteigert werden. Die Klassifizierung der Eckverbindungen nach ihrer Steifigkeit erfolgt nach den Regeln des Stahlbaus. Die Anwendbarkeit wird belegt, indem in der numerischen Simulation das Material der Profile von GFK auf Stahl geändert wird. Für die Varianten mit GFK-Hohlkastenprofilen wird ein modifizierter Ansatz zur Klassifizierung nach der Steifigkeit vorgeschlagen.

Abstract

Linear structural elements can be designed more efficiently by using rigid connections, as the moments in the structure are distributed more evenly. This can save material, dead weight and costs. In steel, timber and reinforced concrete structures, it is state of the art to use rigid connections. These standardised connections have the advantage for structural analysis that the stiffness of the connection does not have to be calculated. The connection only has to be checked for the resulting moment. At present, there is generally no normative basis for this economical construction method in the building industry for semi-finished products made of fibre-reinforced plastic composites (FRP). Glass fibres are generally used for semi-finished products made of FRP in the construction industry. For these glass-fibre reinforced plastic profiles (GRP profiles), application rules exist for hinged connections, but not for rigid connections, and this is exactly where this work starts. Moment-bearing, right-angled corner connections with GRP profiles for columns and transoms are to be investigated. The GRP profiles have most of the fibres in the direction of the bar axis. The plastic only protects the fibres from environmental influences and stabilises them against buckling, but the forces are absorbed by the fibres. Therefore, the force must be transferred from the fibres to the fibres of the other component via connecting means and joining components. Consequently, the force must be introduced into the lanyard via a smaller number of transverse fibres of the profiles. This primarily affects the moment bearing capacity. But the rotation of the corner joint must also be kept low and this with an E-modulus of GRP profiles that is approx. 12 times lower than that of steel profiles. In steel structures, it is possible to classify a connection according to its stiffness. However, there are no approaches for GRP profiles.

Based on an extensive literature research, corner connection variants are developed in the present work for the two profile cross-sections frequently used in the building industry, hollow box and double-T cross-sections. The variants are developed for columns and ledgers with the same cross-section, whereby the column does not project beyond the ledger (L-shaped connection). Steel plates are used as joining components, since due to the isotropy of the material, a constantly changing direction of force is always opposed by the same material properties. In the variants with box girder profiles, self-tapping screws (SBS) are used to connect the profiles to the steel plates. SBS have the advantage that they do not have to be pre-drilled and, in contrast to steel structures screws, no nut has to be put on. This would have been problematic with the box girder profiles, as it

is not possible to interfere with the profile when connecting the second profile to the joining component. The variants with double-T profiles were developed with structural steel bolts, avoiding the problem with the nut and the restricted clamping thickness of the components joined by SBS. Following the steel construction standard and the application rules for GRP, the connections were designed for the highest possible bending load capacity, so that failure occurs in the GRP profile outside the fasteners, if possible.

The developed corner connections were examined experimentally on a scale of 1:1 for their moment-rotation behaviour. The results were compared with the calculated moment capacity and checked for plausibility based on the damage that occurred. The results were used for the subsequent verification of the numerical models. These models were examined using the finite element method with the *ANSYS* programme. To represent the GRP, an elastic-plastic material law was used instead of the classical laminate theory. This meant that significantly fewer material parameters were required, which would otherwise either have to be determined experimentally at great expense or assumed. The moment-rotation characteristics of the corner joints could be mapped sufficiently accurately.

In the last step, the corner connections were supplemented with a cove plate and numerically investigated. The stiffness of the connections could be significantly increased for some variants. The classification of the corner connections according to their stiffness was carried out according to the rules of steel construction. The applicability was proven by changing the material of the profiles from GRP to steel in the numerical simulation. For the variants with GRP box girder profiles, a modified approach to classification according to stiffness was proposed.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	iii
Kurzfassung	v
Abstract	vii
Bezeichnungen	xiii
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Herausforderungen	1
1.2 Forschungsfrage und Zielsetzung	4
1.3 Aufbau der Arbeit	5
1.4 Abgrenzung	6
2 Stand der Forschung zu momententragfähigen Eckverbindungen	7
2.1 Allgemeines	7
2.2 Übersicht über die Literatur und die Profileigenschaften	7
2.3 Versuchsaufbauten	12
2.4 Verbindungskonstruktionen und Versagensursachen	16
2.5 Ergebnisse	27
2.6 Zusammenfassung und Fazit	38
3 Entwicklung der Konstruktionsvarianten	43
3.1 Einleitung	43
3.2 Faser-Kunststoff-Verbundwerkstoff	44
3.2.1 Glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK)	44
3.2.2 Verstärkungsfasern	44
3.2.3 Kunststoff (Matrix)	48
3.2.4 Füllstoffe	50
3.3 pultrudierte Konstruktionsprofile	50
3.4 Mechanische Grundlagen	52
3.4.1 Allgemeines	52
3.4.2 Mikromechanik	53
3.4.3 Makromechanik	53
3.4.4 Versagensanalyse	54
3.5 Verbindungsmöglichkeiten	59
3.5.1 Stoffschlüssige Verbindungsmittel - Klebstoffe	59

3.5.2	Mechanische Verbindungsmittel	60
3.5.3	Fügebauteile	64
3.5.4	Klassifizierung von Eckverbindungen in Anlehnung an den Stahlbau	66
3.6	Konzeptstudie für mögliche Eckverbindungen	69
3.6.1	Allgemeines	69
3.6.2	Konzeptstudie der K-Profile	69
3.6.3	Konzeptstudie der I-Profile	70
3.7	Experimentelle Voruntersuchungen - Stahl-GFK-Verbindungen mit Selbstbohrschrauben	72
3.8	Abmessungen und Tragfähigkeitsannahmen der Konstruktionsvari- anten	80
3.8.1	GFK-Profile und Bezeichnungsschlüssel der Konstruktions- varianten	80
3.8.2	Schraubenanzahl in Querrichtung und Schaftdurchmesser (I-Profile)	81
3.8.3	Stahlblechdicke der Fügebauteile sowie Achs- und Randab- stände der Schrauben (I-Profile)	84
3.8.4	Stahlblechdicke der Fügebauteile sowie Achs- und Randab- stände der Schrauben (K-Profile)	88
3.8.5	Abschätzung der Momententragfähigkeit der Eckverbindun- gen	92
3.8.6	Gewicht der Eckverbindungen	94
4	Experimentelle Untersuchungen	97
4.1	Allgemeines	97
4.2	Probekörper	98
4.3	Versuchseinrichtung und Versuchsdurchführung der Eckverbindungen	99
4.4	Versuchseinrichtung und Versuchsdurchführung der Tubes und H 10 cm Stücke	104
4.5	Versuchsergebnisse der Eckverbindungen	107
4.5.1	K1-100	107
4.5.2	K2-100	112
4.5.3	K1-120	115
4.5.4	K2-120	118
4.5.5	I1-120	121
4.5.6	I2-120	124
4.5.7	I1-200	126
4.5.8	I2-200	129
4.5.9	Zusammenfassung und Diskussion der Eckverbindungen . .	132
4.6	Versuchsergebnisse der Tubes und H 10 cm Stücke	134
4.6.1	Tube-100 und Tube-120	134

4.6.2	H-120 und H-200	137
4.6.3	Zusammenfassung und Diskussion der Tubes und H 10 cm Stücke	141
5	Numerische Untersuchungen	143
5.1	Allgemeines	143
5.2	Tube's und H 10 cm Stücke	144
5.2.1	Allgemeines	144
5.2.2	Tube-120	146
5.2.3	Tube-100	152
5.2.4	H-120	158
5.2.5	H-200	162
5.2.6	Fazit	166
5.3	Eckverbindungen	167
5.3.1	Allgemeines	167
5.3.2	Werkstoffgesetz und -parameter GFK	168
5.3.3	Werkstoffgesetz und -parameter Stahlfügebauteile und Ver- bindungsmittel	171
5.3.4	Netz	172
5.3.5	Kontaktbedingungen	173
5.3.6	Lagerungsart	174
5.3.7	Ermittlung der Winkeländerung (Rotationen)	174
5.3.8	Ergebnisse	175
5.4	Optimierung der Eckverbindungen durch Voutenblech	185
5.5	Vergleich aller betrachteten M-R-Charakteristiken	190
6	Zusammenfassung und Ausblick	193
6.0.1	Zusammenfassung	193
6.0.2	Ausblick	194
Anhang		197
A	Konzeptvarianten und Voruntersuchungen	199
A.1	Weitere Konzeptvarianten der Eckverbindungen	199
A.2	Ergebnisse experimenteller Voruntersuchungen von SLV mit 3, 9 und 10 SBS	204
A.3	Technische Zeichnung der Eckverbindungen aus Kapitel 3.8	206
B	Experimentelle Untersuchungen	215
B.1	Versuchsaufbau der Eckverbindungen	215
B.2	Steifigkeiten der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen	223

C	Numerische Untersuchungen	227
C.1	ANSYS Technische Daten - CLT	227
C.2	Experimentelle Ermittlung der Schraubenfestigkeit	234
C.3	Ergebnisse numerische Untersuchungen an den Eckverbindungen .	239
D	Verzeichnisse	247
D.1	Quellenverzeichnis	249
D.1.1	Normen	249
D.1.2	Richtlinien	249
D.1.3	Weiterführende Literatur	250

Bezeichnungen

An dieser Stelle werden die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Formelzeichen und Definitionen angegeben. Davon abweichende oder ergänzende Definitionen bzw. hier nicht aufgeführte Bezeichnungen werden im Text erläutert.

Akronyme

ACP	Ansys Composites PrepPost
BNM	Mehrbereichsblindniete
BNS	hochfeste Strukturniete
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
ES	Einzelsschicht
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund (fibre-reinforced plastic; FRP)
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff (glass-fibre-reinforced plastic; GRP)
GFS	gewindefurchende Schrauben
HV	Härtewert nach Vickers
SBS	Selbstbohrschrauben
SLV	Scher-Lochleibungs-Verbindung
UD	unidirektional

Griechische Buchstaben

α	Winkel oberhalb der Verbindung
α_b	Beiwert zur Abminderung der Lochleibungstragfähigkeit infolge der Unterschreitung der Achs- und Randabstände im Stahlbau
β	Winkel unterhalb der Verbindung
δ	Längenänderung
$\Delta\alpha$	Winkeldifferenz oberhalb der Verbindung
$\Delta\beta$	Winkeldifferenz unterhalb der Verbindung
ϵ	Bruchdehnung
ρ	Dichte
$\sigma_{b,1,K}$	axiale Biegespannung als Anwendungsgrenze für Kurzzeitverhalten
$\sigma_{b,1,L}$	axiale Biegespannung als Anwendungsgrenze für Langzeitverhalten
σ_{bx}	axiale Biegefestigkeit
θ	Rotation in der Verbindung

Lateinische Kleinbuchstaben

b	Bauteilbreite
d	Schaftdurchmesser
d_0	Bohrlochdurchmesser
d_u	Außendurchmesser Unterlegscheibe
e_1	Randabstand in Kraftrichtung
e_2	Randabstand quer zur Kraftrichtung
f_f	Zugfestigkeit der Faser
f_m	Festigkeit der Matrix
f_p	Kurzzeitlochleibungsfestigkeit in Kraftrichtung
f_u	Zugfestigkeit im Stahlbau
$f_{b,1,E23}$	Mindestwert der axialen Biegefestigkeit nach [N6]
$f_{b,1,Versuch}$	axiale Biegefestigkeit aus experimentellen Versuchen nach [N10]
f_{tx}	Zugfestigkeit von GFK
h	Bauteilhöhe
k_1	Beiwert zur Abminderung der Lochleibungstragfähigkeit infolge der Unterschreitung der Achs- und Randabstände im Stahlbau
k_{cc}	Spannungskonzentrationsfaktor zur Berücksichtigung von Spannungsspitzen infolge Lochspiel unmittelbar vor dem Schraubenschaft
k_{tc}	Spannungskonzentrationsfaktor zur Berücksichtigung der maximalen Lochrandspannung
l	Länge
p_1	Randabstand in Kraftrichtung
p_2	Randabstand quer zur Kraftrichtung
r	Radius
t	Bauteildicke
t_g	maximale Gebrauchstemperatur
u_{zugeh}	zugehörige Verschiebung
w	Bauteilbreite

Lateinische Großbuchstaben

A	Querschnittsfläche
A_{net}	netto Querschnittsfläche
E	Elastizitätsmodul
E_k	charakteristische Grenzzugkraft des GFK-Querschnitts
E_S	Anfangssteifigkeit aus der Simulation
$E_{1,E23}$	Mindestwert des axialen Zugmoduls nach [N6]
$E_{1,V}$	axialer Zugmodul aus experimentellen Versuchen nach [N11]
$E_{B,V}$	axialer Biegemodul nach DIN EN ISO 14125 [N10]
E_{bx}	axialer Biegemodul
$E_{längs}$	Elastizitätsmodul parallel zur Faser
E_{spez}	Gewichtsspezifischer Elastizitätsmodul

EI	Biegesteifigkeit
F	aufgebrachte Kraft
F_a	aufgebrachte Kraft bei der 1. Nichtlinearität
$F_{b,Rk}$	charakteristischen Lochleibungstragfähigkeit des Stahls gemäß [N9] Tab. 3.4
F_{Max}	maximal erreichte Kraft in einem Versuch
F_{mean}	mittlere maximale Beanspruchung
f_{spez}	Gewichtsspezifische Zugfestigkeit
I	Flächenträgheitsmoment 2.Grades
I_b	Flächenträgheitsmoment 2.Grades der angeschlossenen Bauteile
K_a	Anfangssteifigkeit der Verbindung
K_b	Faktor gem. [N9]
K_{Max}	maximale Steifigkeit
L	Länge
L_B	Bauteillänge
L_K	Länge der Bauteileinspannung
L_M	Abstand Punkt-Messmarken
M	Biegemoment
M_B	Momententragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile
M_R	Momententragfähigkeit des Anschlusses
M_{Max}	maximales Biegemoment
N	Normalkraft
$N_{pl,Rk}$	charakteristische plastische Grenzzugkraft des Stahlquerschnitts
$N_{u,Rk}$	charakteristische Zugbeanspruchbarkeit des Nettoquerschnitts des Stahls gemäß [N8] Gl. 6.7
$P_{s,Rk}$	charakteristische Zugbeanspruchbarkeit des Nettoquerschnitts des GFKs gemäß [13] Gl. 6.22c
$P_{sL,Rk}$	charakteristischen Lochleibungstragfähigkeit des GFKs gemäß [13] Gl. 8.22a
V	Querkraft
W	Widerstandsmoment

1 Einleitung

1.1 Motivation und Herausforderungen

Für glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK) gibt es bisher weder auf nationaler noch auf internationaler Ebene genormte Bemessungskonzepte für das Bauwesen. Für die Verwendung von GFK als tragendes Bauteil ist daher in Deutschland, sofern keine allgemeine Bauartgenehmigung oder eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung vorliegt, eine Zustimmung im Einzelfall erforderlich. Dies hängt mit der nicht genormten Anordnung bzw. dem Volumenanteil der Fasern im Querschnitt sowie den nicht genormten mechanischen Werkstoffeigenschaften zusammen. In der DIN EN 13706-3 [N6] sind lediglich Mindesteigenschaften für pultrudierte GFK-Bauteile definiert. Die unterschiedliche Anordnung der Fasern durch die Hersteller führt zwangsläufig zu unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften. Der Herstellungsprozess bestimmt die Qualität des Materials. *Gehmert* stellte in [28] fest, dass die Mindestwerte nach DIN EN 13706-3 nicht immer eingehalten werden. Dies zeigt, dass der Herstellungsprozess noch keinen vergleichbar hohen Qualitätsstandard, wie z.B. im Stahlbau, aufweisen kann und Kontrollen der Werkstoffeigenschaften unabdingbar sind.

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) bestehen aus Fasern (Armierungen), einer Matrix (Kunststoff) und Additiven (Zusatzstoffe). Die Fasern bewirken neben einer Erhöhung der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls ein Herabsetzen des Schrumpfens, des Kriechens, der Temperaturempfindlichkeit und der Brennbarkeit [54]. Häufig werden einzelne Lamellen mit unterschiedlichen Faserrichtungen übereinandergeschichtet. In Faserrichtung können hohe Zugkräfte aufgenommen werden. Quer zur Faser ist die Festigkeit gering. Daher werden bei Beanspruchung senkrecht zur Hauptfaserrichtung auch Fasern quer zur Hauptfaserrichtung angeordnet. Dies wirkt sich auch positiv auf den Lochleibungswiderstand bei stiftförmigen Verbindungen aus.

Die Querschnittsgeometrie von pultrudierten GFK-Profilen ähnelt den Profilen des Stahlbaus. Allerdings wiegt GFK deutlich weniger, d.h. die Rohdichte von GFK beträgt ca. ein Viertel der Rohdichte von Stahl. Ein Vergleich verschiedener Werkstoffe in Tabelle 1-1 soll das Potential von GFK in Bezug auf das geringe Eigengewicht verdeutlichen.

Die gewichtsspezifische Zugfestigkeit ist bei Aluminium am niedrigsten, gefolgt

von Stahl und Magnesium. Titan kommt mit maximal $166,7 \text{ (N/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ GFK mit $250 \text{ (N/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ am nächsten. Eine unidirektionale GFK-Einzelschicht kann sogar $650 \text{ (N/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ erreichen. Der gewichtsspezifische Elastizitätsmodul im Bereich von $24 \text{ bis } 27 \text{ (kN/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ ist für Aluminium, Stahl, Magnesium und Titan relativ ähnlich. Im Vergleich zu den genannten Werkstoffen liegt der Wert für GFK mit $15,0 \text{ (kN/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ deutlich niedriger. Ein ähnliches Bild ergibt sich für eine unidirektionale Einzelschicht mit Glasfasern. Der Wert liegt jedoch mit $22,5 \text{ (kN/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ deutlich näher an den anderen Werkstoffen, aber immer noch darunter. Eine unidirektionale Einzelschicht mit Kohlenstofffasern liegt mit $1250 \text{ (N/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ und $87,5 \text{ (kN/mm}^2\text{)/(g/cm}^3\text{)}$ deutlich weiter von den gewichtsspezifischen Zugfestigkeiten sowie den gewichtsspezifischen Elastizitätsmoduln der anderen Werkstoffe entfernt. CFK hat die besten Eigenschaften, wird aber wegen der teuren Fasern im Bauwesen eher selten eingesetzt. Eine typische Anwendung von CFK im Bauwesen ist die Verstärkung von Stahlbetonbauteilen durch aufgeklebte CFK-Streifen. Deutlich häufiger wird GFK bei Halbzeugen als Alternative zu Stahlprofilen eingesetzt. Halbzeuge für Stabtragwerke werden von den Herstellern standardmäßig nur aus GFK angeboten.

Tabelle 1-1: Zugfestigkeit, Elastizitätsmodul und Dichte verschiedener Werkstoffe

Werkstoff	f_{tx} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ρ [g/cm ³]	f_{spez} [(N/mm ²)/ (g/cm ³)]	E_{spez} [(kN/mm ²)/ (g/cm ³)]
Aluminium ^a	40-80	72	2,7	14,8-29,6	26,7
Stahl	360-630	210	7,9	45,6-79,7	26,6
Magnesium ^a	80	45,5	1,74	46,0	26,1
Titan ^a	300-750	110	4,5	66,7-166,7	24,4
GFK ^b	500	30	2,0	250	15,0
GFK (UD-ES) ^c	1300	45	2,0	650	22,5
CFK (UD-ES) ^c	2000	140	1,6	1250	87,5

^aDie Werte stammen aus [75, S. 293-294, 319, 326].

^bMittelwerte der Herstellerangaben für die in dieser Arbeit verwendeten Profile, d.h. es handelt sich um Mehrschichtverbunde mit unterschiedlichen Faserorientierungen.

^cDie Werte stammen aus [6, S. 303, Tab. 29] für eine unidirektionale Einzelschicht.

Trotz seines geringen Gewichtes besitzt GFK eine hohe Festigkeit und Steifigkeit [63, 53]. Das geringe Gewicht ermöglicht eine einfachere Handhabung der Profile als im Stahlbau. Es werden auch deutlich kleinere Hebwerkzeuge zum Bewegen der GFK-Profile benötigt. Es ist auch möglich ganze Konstruktionen wie z.B. klei-

nere Brücken vorzufertigen und anschließend mit einem Kran an den Einbauort zu heben. Folglich können bei der Montage Zeit und Kosten für Personal und Baustelleneinrichtung eingespart werden. Ein weiterer Vorteil von GFK ist die Korrosionsbeständigkeit sowie die einstellbare Beständigkeit gegenüber aggressiven Chemikalien. Dies führt zu geringeren Instandhaltungskosten und ermöglicht den Einsatz von GFK-Profilen in maritimer Umgebung. Darüber hinaus ist GFK elektrisch isolierend. Daher haben sich GFK-Profilen für Konstruktionen im Bereich der Stromschienen bewährt. Diese Vorteile wurden in vielen Bereichen des Bauwesens erkannt und es gibt bereits zahlreiche Bauwerke, deren Tragwerk teilweise oder vollständig aus GFK-Profilen besteht. Mittlerweile werden GFK unter anderem für Konstruktionen und Anbauten von Windkraftanlagen auch im Offshore-Bereich, Tragkonstruktionen inkl. Abdeckungen, Fahrbahnbeläge und Gitterroste für Brücken, Fassadenprofile sowie Konstruktionen für Kläranlagen eingesetzt [27]. Die GFK-Profilen für diese Konstruktionen werden derzeit jedoch überwiegend nur gelenkig verbunden. Für momententragfähige oder gar biegesteife Verbindungen gibt es noch keine zufriedenstellenden Lösungen. Daher dominieren auch im Hallenbau derzeit Stahl- und Holzkonstruktionen. Dies liegt unter anderem daran, dass eine Halle aus mehreren Stäben zusammengesetzt wird und zur Vermeidung aufwendiger Gründungsbauteile biegesteife Eckverbindungen der Stäbe erforderlich sind. Mit GFK-Profilen sind biegesteifen Eckverbindungen noch nicht möglich. Biegesteife Eckverbindungen sind jedoch im Hallenbau eine übliche Verbindungsart, da eine Rahmentragwirkung entsteht, die zur Aussteifung der Gesamtkonstruktion genutzt werden kann. Auch bei Gitterrostbühnen ist die Verwendung biegesteifer Verbindungen üblich, da störende Auskreuzungen entfallen bzw. deren Anzahl reduziert wird.

Die derzeit üblichen gelenkigen Verbindungen von GFK-Profilen im Bauwesen erfolgen durch Schraubverbindungen. Die Tragfähigkeit einer Schraubverbindung im Hinblick auf die Lochleibungstragfähigkeit eines GFK-Bauteils wurde unter anderem von *Oppe* in [55] an der *RWTH Aachen* für verschiedene Kraftrichtungen zur Faser untersucht. Bisher orientieren sich die Verbindungsgeometrien an denen des Stahlbaus. Daher hat *Oppe* sich in seiner Arbeit ausschließlich mit Stahlbauschrauben ab einem Durchmesser von 12 mm beschäftigt. *Oppe* entwickelte ein Bemessungskonzept, das Mindestabstände für die Schrauben definiert. Damit können Querschnitte wie im Stahlbau üblich verbunden werden. Im Hinblick auf kleinere Querschnittsabmessungen untersuchte *Gehmert* in seiner Arbeit [28] Verbindungsmittel mit kleineren Durchmessern auf ihre Tragfähigkeit. Er führte auch erste Tastversuche mit diesen Verbindungsmitteln für biegemomententragfähige Eckverbindungen durch.

Das anisotrope Materialgefüge von GFK ähnelt eher dem Materialgefüge von Holz statt vom Stahl. Im Holzbau werden jedoch im Gegensatz zu GFK-Profilen

Vollquerschnitte verwendet und biegesteife Verbindungen sind Stand der Technik. Diese biegesteifen Verbindungen im Holzbau werden z.B. durch genagelte seitliche Verstärkungen in Form von Platten realisiert. Für GFK gibt es solche Verbindungsmöglichkeiten nicht. Problematisch ist, dass bei momententragfähigen Verbindungen im Gegensatz zu gelenkigen Verbindungen nicht nur Querkräfte, sondern auch Momente übertragen werden müssen. Durch die Momente entstehen in einem Teil der Fasern hohe Zugkräfte. Im Bereich einer stiftförmigen mechanischen Verbindung werden die Fasern durchtrennt. Daher müssen die Zugkräfte in die querlaufenden Fasern umgelenkt werden, damit sie anschließend in die mechanischen Verbindungsmittel eingeleitet werden können. Zusätzlich müssen die Kräfte in den Fügebauteilen umgelenkt werden. Fügebauteile aus GFK weisen hierfür in der Regel nicht die erforderlichen Faserorientierungen auf.

Neben einer stiftförmigen Verbindung besteht die Möglichkeit, GFK-Stäbe durch Kleben zu verbinden. Klebeverbindungen haben gegenüber stiftförmigen Verbindungen den Vorteil, dass die Fasern nicht durchtrennt werden. Andererseits muss auch bei einer Klebeverbindung die Kraft von der Faser durch die Matrix und die Klebeverbindung in die Faser des anderen Bauteils eingeleitet werden. Dies erfordert große Klebeflächen. Außerdem haben Klebeverbindungen den Nachteil, dass sich ein Versagen nicht ankündigt. Bei den stiftförmigen Verbindungen macht sich ein Versagen in der Regel durch sichtbare und hörbare Verformungen bemerkbar. Außerdem ist das Kleben auf der Baustelle schwierig, da die erforderlichen Randbedingungen nur schwer einzuhalten sind. Auf der anderen Seite hat *Mosallam* in [48] durch experimentelle Untersuchungen festgestellt, dass die Verwendung von Klebstoff als Verbindungselement bei Eckverbindungen die Steifigkeit deutlich erhöht.

Bisher gibt es keine analytischen Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeit von momententragfähigen Eckverbindungen wie sie aus dem Stahl- oder Holzbau bekannt sind. Außerdem gibt es nur wenig Erfahrung mit numerischen Simulationen. Häufig wurden nur GFK-Platten kleinerer Abmessungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln numerisch untersucht. Selten findet sich in der Literatur eine Veröffentlichung zu einer numerischen Simulation eines GFK-Profiles mit einem nicht rechteckigen Vollquerschnitt wie z.B. einem Doppel-T-Querschnitt.

1.2 Forschungsfrage und Zielsetzung

Die zentrale Forschungsfrage, die im Rahmen dieser Arbeit beantwortet werden soll, lautet wie folgt: Wie können rechtwinklige, momententragfähige Eckverbindungen aus pultrudierten GFK-Profilen unter Berücksichtigung baupraktischer Aspekte konstruiert werden? Zur Beantwortung dieser Frage werden in der Lite-

ratur vorhandene Lösungen gesichtet und mögliche Konstruktionsvarianten aufgezeigt. Diese werden diskutiert, optimiert und es wird eine Auswahl der zu untersuchenden Konstruktionsvarianten festgelegt. Diese werden durch experimentelle Versuche im Labor in Originalgröße auf ihre Momenten-Rotations-Charakteristik untersucht. Die Ergebnisse dienen als Verifizierung für computergestützte Simulationen mit der FE-Methode. Mit Hilfe dieser Berechnungen sollen die Konstruktionslösungen optimiert werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit wurde in 6 Kapitel gegliedert.

Einleitend werden in Kapitel 1 neben der Motivation für diese Arbeit und den damit verbundenen Herausforderungen auch die Forschungsfrage und die Zielsetzung erläutert. Darüber hinaus wird ein Überblick über den Aufbau dieser Arbeit gegeben. Abschließend erfolgt eine Abgrenzung dieser Arbeit.

Kapitel 2 beschreibt den Stand der Forschung zu biegemomententragfähigen Verbindungen von GFK-Profilen. Es gibt eine beachtliche Anzahl von Veröffentlichungen über momententragfähigen Verbindungen mit GFK-Profilen. Diese reichen bis in die frühen 90er Jahre zurück. Die Vielzahl von Varianten unterschiedlicher Geometrien sowie Materialien sind einschließlich der Ergebnisse dokumentiert.

Die Erkenntnisse aus den bisherigen Untersuchungen werden in Kapitel 3 für die Entwicklung der Konstruktionsvarianten genutzt. Zunächst werden der Verbundwerkstoff GFK und seine Verbindungsmöglichkeiten analysiert. Es folgen Konzeptstudien zu möglichen Konstruktionsvarianten sowie experimentelle Voruntersuchungen zu Stahl-GFK-Verbindungen mit Selbstbohrschrauben. Abschließend werden in diesem Kapitel die Abmessungen und Tragfähigkeitsannahmen der weiter zu verfolgenden Konstruktionsvarianten ermittelt.

Die experimentellen Untersuchungen der entwickelten Konstruktionsvarianten werden in Kapitel 4 beschrieben. Neben der Herstellung der Probekörper wird der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung beschrieben. Dazu gehören auch experimentelle Voruntersuchungen um Erkenntnisse über das Tragverhalten in den Steg-Flansch-Verbindungen der verwendeten Profile zu gewinnen. Die Ergebnisse sollen dazu dienen, die Materialeigenschaften in den numerischen Untersuchungen besser einstellen zu können.

Die Beschreibung der numerischen Untersuchungen erfolgt in Kapitel 5. Zunächst wird auf die Datengrundlage der herstellerabhängigen Materialeigenschaften ein-

gegangen. Anschließend werden die Besonderheiten eines Mehrschichtverbundes in der numerischen Simulation dargestellt. Die entsprechenden Annahmen werden dokumentiert. Die numerischen Modelle sowie Materialgesetze, Netzeinstellungen, Kontaktbedingungen und Lagerungsarten gehen den Ergebnissen voraus. Auf Basis der Ergebnisse werden die Eckverbindungen optimiert. In Anlehnung an den Stahlbau erfolgt eine Klassifizierung der Anschlusssteifigkeiten. Eine Klassifizierung nach der Tragfähigkeit wie bei den experimentellen Versuchen ist nicht möglich, da die Eckverbindungen nach dem elastisch-plastischen Materialgesetz und nicht nach der klassischen Laminattheorie (CLT) für die GFK-Profile in der Simulation untersucht werden.

Das abschließende Kapitel 6 fasst diese Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick auf weitere Forschungsfelder im Zusammenhang mit momententragfähigen Eckverbindungen und der numerischen Simulation.

1.4 Abgrenzung

Die Arbeit beschränkt sich auf rechtwinklige Eckverbindungen mit GFK-Profilen des Herstellers *CTS* aus *Geesthacht*. Bei der Verwendung von GFK-Profilen eines anderen Herstellers ist die Anwendbarkeit dieser Ergebnisse zu überprüfen. Selbst bei GFK-Profilen des selben Herstellers ist zu hinterfragen, ob sich an dem Material etwas geändert hat.

Es wurden nur Eckverbindungsvarianten mit bündigen Stützen- und Riegelflanschoberkanten untersucht.

Die Probekörper wurden eingespannt. Eine alternative Möglichkeit bietet eine gelenkige Lagerung der Stütze und des Riegels mit Belastung der gelenkigen Lagerung am Riegel. Die Ergebnisse können aufgrund einer anderen Schnittgrößenverteilung abweichen.

Die Eckverbindungen wurden mit einem elastisch-plastischen Materialgesetz auf ihre Steifigkeit untersucht. Ein Versagen konnte so nicht untersucht werden.

2 Stand der Forschung zu momententragfähigen Eckverbindungen

2.1 Allgemeines

Momententragfähige Verbindungen können in Eckverbindungen und Profilstöße unterteilt werden. Diese Arbeit beschränkt sich auf die Untersuchung von Eckverbindungen. Zum Werkstoff GFK bzw. zu den Herstellungsverfahren von GFK-Profilen gibt es umfangreiche Literatur. Hierzu haben *Oppe* [55], *Trumpf* [71] und *Gehmert* [28] in ihren Arbeiten ausführlich berichtet.

2.2 Übersicht über die Literatur und die Profileigenschaften

Bisher wurden in der Regel T-förmige Eckverbindungen mit durchlaufenden Stützen untersucht, d.h. die Stütze ragte über die Oberkante des Trägers hinaus (vgl. Bild 2-1). Dadurch konnte der Trägerflansch mit dem zugewandten Stützenflansch verbunden werden. Die wesentlichen Anfänge der Forschung an Eckverbindungen aus GFK-Profilen gehen auf das Jahr 1990 zurück. *Bank u.a.* [8] untersuchten stahlbauähnliche Eckverbindungen aus Doppel-T-Profilen (I-Profilen) der *Pultex Serie 1625* des Herstellers *Creative Pultrusions Inc.* [18]. Die Ergebnisse zeigten, dass eine nicht zu vernachlässigende Steifigkeit in den Verbindungen vorhanden ist. Weitere Untersuchungen an Eckverbindungen mit I-Profilen verschiedener Hersteller folgten bis 1996 [48, 9, 52, 10].

1998 verglichen *Smith u.a.* [66] Eckverbindungen aus I-Profilen und Hohlkastenprofilen (K-Profile) des Herstellers *Morrison Molded Fiber Glass* heute *Strongwell* [68]. Die Eckverbindungen mit K-Profilen erwiesen sich gegenüber den I-Profilen als zielführender. Daher folgten bis 2017 einige Forschungsarbeiten mit Eckverbindungen aus K-Profilen unterschiedlicher Hersteller [67, 65, 17, 74, 42, 28]. Im Jahr 2017 forschten *Ascione u.a.* [5] an Eckverbindungen aus I-Profilen des Herstellers *Fiberline* [27], um den Einfluss der eingeklebten Steifen und der über den Träger überstehenden Stützenlänge zu ermitteln.

Für GFK-Profile gibt es keine spezielle Produktnorm, die den Matrixwerkstoff, die Faseranordnung, die Faserverstärkung sowie die Additive regelt. Es existiert lediglich die DIN EN 13706 [N4, N5, N6], die ausschließlich Anforderungen an die

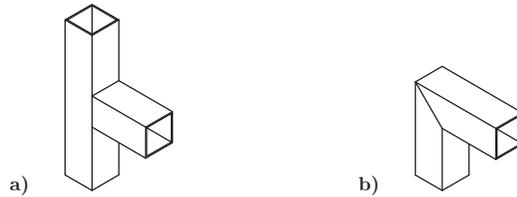


Bild 2-1: Typische Profilanordnungen der Eckverbindungen aus I- oder K-Profilen mit **a)** einer überstehenden Stütze und **b)** ohne überstehender Stütze

wesentlichen Nominal- und Bemessungswerte für die Güten E17 und E23 stellt. Der Schichtaufbau wird somit ausschließlich von den Profilverstellern bestimmt. Dies wirkt sich auf die Biegesteifigkeit EI und Biegefestigkeit M_R aus (vgl. Tabelle 2-1). Die Biegesteifigkeit EI ergibt sich aus der Multiplikation des axialen Biegemoduls E_{bx} mit dem Flächenträgheitsmoment $I_{starkeAchse}$ (Gl.2.1) und die Biegetragfähigkeit M_R durch die Multiplikation des Widerstandsmomentes W mit der axialen Biegefestigkeit σ_{bx} (Gl.2.2) ermittelt. Es ist zu beachten, dass in der Literatur für die axiale Biegefestigkeit σ_{bx} auch andere Nomenklaturen wie f_{fx} in [27] oder σ_{fx} in [71] verwendet werden. Die verwendeten axialen Biegemodule und axialen Biegefestigkeiten wurden soweit möglich den Herstellerhandbüchern [18, 14, 68, 27] bzw. bei unbekanntem Hersteller oder Eigenfertigung der Profile durch die Autoren der Veröffentlichungen wie bei [74, 42] entnommen.

$$EI = E_{bx} \cdot I_{starkeAchse} \quad (2.1)$$

$$M_R = W \cdot \sigma_{bx} \quad (2.2)$$

Bank u.a. [8, 9, 10] verwendeten stets die Profile des Herstellers *Creative Pultrusion Inc.* [18]. Die Querschnittsabmessungen waren identisch mit den von *Mottram und Bass* [52] verwendeten Profilen des Herstellers *Strongwell* [68]. Die Biegesteifigkeit der Profile war identisch und die Biegetragfähigkeit der Profile von *Strongwell* war etwas geringer. Im weiteren Vergleich mit den halb so großen Profilen des Herstellers *Bedford Reinforced Plastic Inc.* [14] waren die Biegesteifigkeit und -tragfähigkeit deutlich geringer. Diese Profile wurden von *Mosallam und Mosallam u.a.* [48, 50] verwendet.

Smith u.a. [66, 67], *Singamsethi u.a.* [65] und *Carrion u.a.* [17] verwendeten GFK Profile mit gleichen Querschnittsabmessungen und vom gleichen Hersteller *Strongwell*. Im Vergleich zu *Mottram und Bass* wurden deutlich kleinere I-Profile verwendet. Dementsprechend waren auch die Biegesteifigkeiten und -tragfähigkeiten der Profile ebenfalls deutlich geringer. Stahl-I-Profile sind beliebter als K-Profile, weil sie einfacher zu walzen und auf der Baustelle leichter zu montieren sind

(vor allem bei Schraubverbindungen). Insbesondere die Herstellung von pultrudierten GFK-Profilen rechtfertigt nicht die Bevorzugung von I-Profilen gegenüber K-Profilen wie dies im Stahlbau durch das Walzen der Fall ist. K-Profile sind I-Profile mechanisch überlegen, weil sie einen besseren Widerstand gegen Flanschknicken, eine deutlich höhere Torsionssteifigkeit und eine bessere Biegefestigkeit und -steifigkeit um die schwache Achse aufweisen. Aus diesen Gründen führten *Smith u.a.* Versuche mit I- und K-Profilen durch, die die gleiche Biegesteifigkeit und -tragfähigkeit aufwiesen. Basierend auf den Ergebnissen von *Smith u.a.* führten *Singamsethi u.a.* und *Carrion u.a.* nur noch Versuche mit K-Profilen durch. *Carrion u.a.* führten jedoch zum Vergleich auch Versuche mit K-Profilen aus Stahl mit etwa gleichen Querschnittsabmessungen, aber deutlich anderen Biegesteifigkeiten und -tragfähigkeiten durch.

Von der Thüsen [74] stellte die GFK K-Profile selbst her. Die Abmessungen waren ähnlich zu den Profilen von *Smith u.a.*, *Singamsethi u.a.* sowie *Carrion u.a.*. Die Biegesteifigkeit war jedoch fast doppelt so hoch. Die Biegetragfähigkeit konnte nicht ermittelt werden, da die axiale Biegefestigkeit nicht bekannt ist. Die GFK K-Profile von *von der Thüsen* wurden im Handlaminierverfahren hergestellt und mit einem Schaumkern aus *Styrodur CS 3035* gefüllt. Zusätzlich verglich *von der Thüsen* seine Ergebnisse mit Referenzkonstruktionen aus Aluminium mit etwas kleineren Profilquerschnitten. Die Biegesteifigkeit war im Vergleich zu den GFK-K-Profilen fast um den Faktor 3 höher. Des Weiteren untersuchte *von der Thüsen* keine T-förmigen Eckverbindungen sondern Eckverbindungen ohne überstehender Stütze.

Ascione u.a. [5] und *Gehmert* [28] verwendeten Profile des Herstellers *Fiberline Composites*, jedoch verwendeten *Ascione u.a.* I-Profile und *Gehmert* K-Profile. Die Querschnittsabmessungen waren sehr unterschiedlich. Für die Versuche von *Martins* [42] ist der Hersteller der K-Profile unbekannt und die Querschnittsabmessungen stimmen mit keinem Querschnitt aus den vorherigen Versuchen überein.

Tabelle 2-1: Vergleich der verwendeten Profile hinsichtlich der Biegesteifigkeit und der Biegetragfähigkeit

Quelle	Jahr	Autor	Hersteller der Profile	Querschnitt [mm]	EI [kNcm ²]	M _R [kNm]
[8]	1990	Bank u. a.	<i>Creative Pultrusions Inc., Pultex, 1625 Serie</i>	GFK I-Profil 203,2 x 203,2 x 9,5	5759720	106,3
[48]	1993	Mosallam	<i>Bedford Reinforced Plastic Inc.</i>	GFK I-Profil 101,6 x 101,6 x 6,4	500977	13,5
[50]	1994	Mosallam u. a.	<i>Bedford Reinforced Plastic Inc.</i>	GFK I-Profil 101,6 x 101,6 x 6,4	500977	13,5
[9]	1994	Bank u. a.	<i>Creative Pultrusions Inc., Pultex, 1625 Serie</i>	GFK I-Profil 203,2 x 203,2 x 9,5	5759720	106,3
[52]	1994	<i>Mottram und Bass</i>	<i>Morrison Molded F. G. Co. heute Strongwell, Extren</i>	GFK I-Profil 203,2 x 203,2 x 9,5	5696893	84,1
[10]	1996	Bank u. a.	<i>Creative Pultrusions Inc., Pultex, 1625 Serie</i>	GFK I-Profil 203,2 x 203,2 x 9,5	5759720	106,3
[66]	1998	Smith u. a.	<i>Strongwell, Extren</i>	GFK I-Profil 102 x 51 x 6,4	252736	7,4
				GFK K-Profil 102 x 3,2 x 51 x 6,4	253310	7,5
[67]	1999	Smith u. a.	<i>Strongwell, Extren</i>	GFK I-Profil 102 x 51 x 6,4	252736	7,4
				GFK K-Profil 102 x 3,2 x 51 x 6,4	253310	7,5

Tabelle 2-1: Vergleich der verwendeten Profile mit Biegesteifigkeit und Biegetragfähigkeit (Fortsetzung)

Quelle	Jahr	Autor	Hersteller der Profile	Querschnitt [mm]	EI [kNcm ²]	M_R [kNm]
[65]	2005	<i>Singamsethi</i> u.a.	<i>Strongwell, Extran</i>	GFK K-Profil 102 x 3,2 x 51 x 6,4	253310	7,5
[17]	2005	<i>Carrion u. a.</i>	<i>Strongwell, Extran</i>	GFK K-Profil 102 x 3,2 x 51 x 6,4	253310	7,5
			Unbekannt	Stahl K-Profil 101,6 x 50,8 x 6,4	4409833	10,8
[74]	2016	<i>von der Thüsen</i>	eigene Herstellung	GFK K-Profil 90 x 46 x 5 x 2,2	411415	*)
			Unbekannt	Alu K-Profil 80 x 40 x 4	497910	5,2
[5]	2017	<i>Ascione u. a.</i>	<i>Fibertline Composites</i>	GFK I-Profil 200 x 100 x 10	4012000	56,6
[42]	2017	<i>Martins u. a.</i>	Unbekannt	GFK K-Profil 120 x 120 x 10	2227720	35,8
[28]	2017	<i>Gehmert</i>	<i>Fibertline Composites</i>	GFK K-Profil 50 x 50 x 5	52700	3,0

*) Die Biegetragfähigkeit kann nicht ermittelt werden, weil die axiale Biegefestigkeit nicht bekannt ist.

2.3 Versuchsaufbauten

In der bereits genannten Literatur wurden fünf verschiedene Versuchsaufbauten verwendet. Die nachfolgend angegebenen Schnittgrößenverläufe vernachlässigen eine Betrachtung des Eigengewichtes, da dieses im Verhältnis zur aufgebrachten Last als irrelevant erscheint.

Bank u.a. [8, 9, 10], *Mosallam* [48], *Mosallam u.a.* [50] und *von der Thüsen* [74] verwendeten einen einfachen Druckversuch, bei dem die Bauteile Träger und Stütze unter einem Winkel von 45° aus der Vertikalen belastet wurden (vgl. Bild 2-2). Träger und Stützen waren gleich lang und an den Enden durch einen Rundstab im Steg rotationsfrei gelagert. Der untere Rundstab war fest fixiert und die Last wurde über den oberen Rundstab eingeleitet. Der Steg wurde im Bereich der Bohrungen seitlich durch Platten verstärkt, um eine Verfälschung der Ergebnisse durch lokale Verformungen des Steges zu vermeiden. Im Gegensatz zu *von der Thüsen* [74] beschreiben *Bank u.a.* [9, 10], *Mosallam* [48] und *Mosallam u.a.* [50] wie die Rotation gemessen wurde. Rechtwinklig zum Träger wurde unten und oben ein kleiner Stab befestigt. An diesem Stab wurde parallel zum Träger ein Verformungsmesser angebracht, mit dem die Längenänderungen δ_1 und δ_2 gemessen wurden. Zusätzlich wurde der Abstand zwischen den beiden Verformungsmessern L_{Bank} gemessen, um mit Hilfe der Gleichung (2.3) die Rotation θ zu bestimmen.

$$\theta = \frac{|\delta_1| + |\delta_2|}{L_{Bank}} \quad (2.3)$$

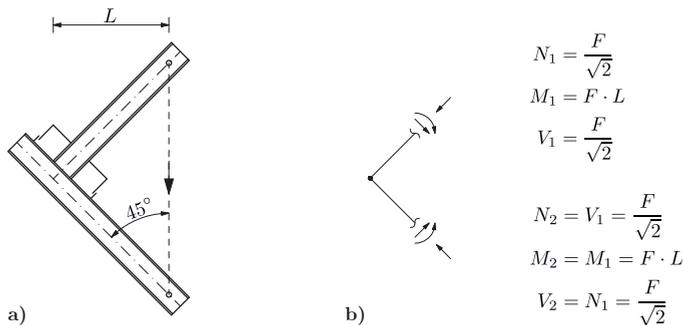


Bild 2-2: 1. Versuchsaufbau a) Schematische Darstellung, System um 45° gedreht b) ebene Schnittgrößen in Wirkrichtung im Knoten

Die Verformung aus dem Last-Verformungs-Diagramm entsprach bei *Bank u.a.* der zwischen den Profilachsen gemessenen Längenänderung. Durch die Drehung von Stütze und Träger um 45° waren die betragsmäßigen Schnittgrößen Normalkraft und Querkraft in Stütze und Träger identisch. Das Moment ergab sich aus

dem Abstand des Schnittpunktes der Schwerpunktsachsen von Träger und Stütze und der Lastachse von ca. 64,66 cm bei *Bank u.a.* und 22,99 cm bei *von der Thüsen* multipliziert mit der Last.

Der zweite Versuchsaufbau in Bild 2-3 ist ein symmetrischer Aufbau mit einer vertikalen Stütze und zwei gleich langen Kragarmen. Dieser Versuchsaufbau wurde von *Mottram und Bass* [52] verwendet. Die Last wurde im Abstand von 1 m zur Verbindung aufgebracht. Die Rotation der Stütze und der Verbindung wurde mit einem Inklinometer gemessen. Eine Normalkraft trat nur in der Stütze auf und entsprach der Summe der Querkraften in den Kragarmen. Die Querkraft in den Kragarmen war konstant und entsprach der aufgebrachten Last. Weitere Schnittgrößen traten in der Stütze nicht auf. In den Kragarmen trat noch ein Moment auf.

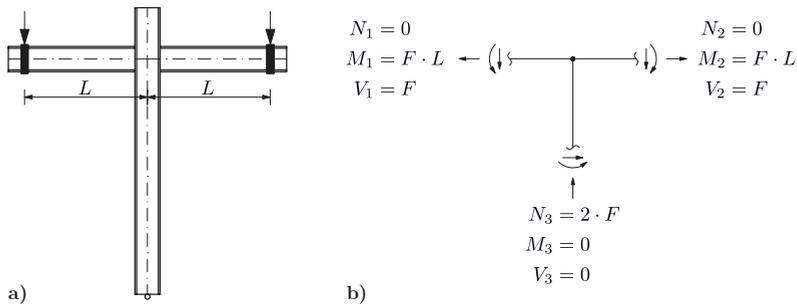


Bild 2-3: 2. Versuchsaufbau a) Schematische Darstellung, Stütze mit 2 Kragarmen b) ebene Schnittgrößen in Wirkrichtung im Knoten

Der dritte Versuchsaufbau in Bild 2-4 ist dem ersten von *Bank u.a.* [8, 9, 10], *Mosallam* [48], *Mosallam u.a.* [50] sowie *von der Thüsen* [74] ähnlich, nur dass *Smith u.a.* [66, 67], *Carrion u.a.* [17] sowie *Singamsethi u.a.* [65] den Winkel von 45° auf 30° geändert hatten. Durch den kleineren Winkel wird das Verhältnis von Normalkraft zu Querkraft kleiner und folglich werden die Stützenflansche durch die kleinere Normalkraft im Riegel weniger unterstützt. Die Rotation wurde nicht mehr mit Wegaufnehmern parallel zu den Profilachsen, sondern in einem Winkel von 45° zu den Profilachsen gemessen. Dadurch sollte vermieden werden, dass die Verformungen der Stützen und Träger die Rotationssteifigkeit der Verbindung unzulässig erhöhen. Durch die gewählten Abmessungen und Befestigungen der Wegaufnehmer befanden sich die Verbindungselemente vollständig im inneren Dreieck und es wurde die gesamte Verformung der Verbindung erfasst, wobei δ die Längenänderung und l die Ausgangslänge sind. *Smith u.a.* [66] stellten fest, dass die Verformung der Profilachsen vernachlässigt werden kann. Die Messungen wurden auf beiden Seiten vorgenommen, damit die Abweichung aus der Ebene

über einen Mittelwert ausgeglichen werden konnte. Zusätzlich wurde die Längenänderung in Lastrichtung zwischen den Auflagern gemessen. Im Vergleich zum Versuchsaufbau mit einem Winkel von 45° waren die Normalkraft im Kragarm und die Querkraft in der Stütze kleiner und die Querkraft im Kragarm und die Normalkraft in der Stütze größer. Das Moment war nur von dem Abstand der Belastung zur Verbindung und nicht vom Winkel abhängig.

$$\cos\alpha = 1 - \left(1 + \frac{\delta_2}{l}\right)^2 \quad (2.4)$$

$$\cos\beta = 1 - \left(1 + \frac{\delta_3}{l}\right)^2 \quad (2.5)$$

$$\Delta\alpha = \alpha - \frac{\pi}{2} \quad (2.6)$$

$$\Delta\beta = \frac{\pi}{2} - \beta \quad (2.7)$$

$$\theta_{oben} = \frac{M}{\Delta\alpha} \quad (2.8)$$

$$\theta_{unten} = \frac{M}{\Delta\beta} \quad (2.9)$$

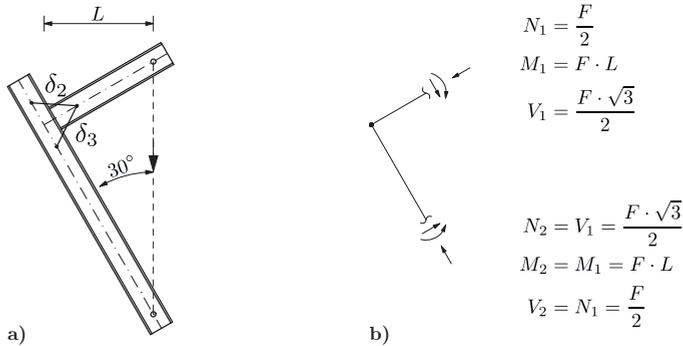


Bild 2-4: 3. Versuchsaufbau a) Schematische Darstellung, System um 30° gedreht b) ebene Schnittgrößen in Wirkrichtung im Knoten

Der vierte Versuchsaufbau in Bild 2-5 entspricht dem zweiten von *Mottram und Bass* [52] mit dem Unterschied, dass nur ein Kragarm vorhanden war und die Stütze am Fußpunkt eingespannt wurde. Der Versuchsaufbau wurde von *Asione u.a.* [5] sowie *Gehmert* [28] verwendet. Die Verformungen wurden mit mehreren Wegaufnehmern gemessen. Die Schnittgrößen ändern sich insofern, als dass das Eckmoment in der Stütze konstant verläuft.

Der fünfte Versuchsaufbau in Bild 2-6 entspricht im Wesentlichen dem vierten

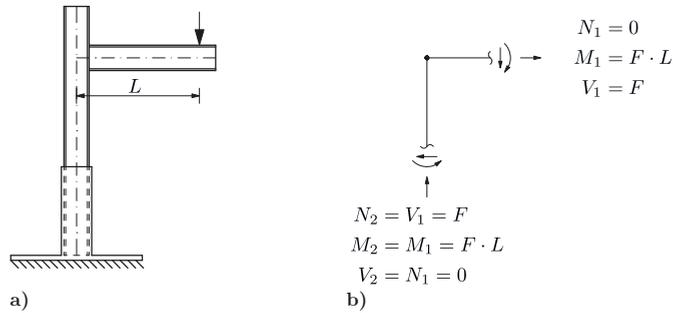


Bild 2-5: 4. Versuchsaufbau **a)** Schematische Darstellung, eingespannte Stütze mit einem Kragarm **b)** ebene Schnittgrößen in Wirkrichtung in dem Knotenpunkt

mit dem Unterschied, dass die Stütze oben und unten eingespannt wurde. *Martins u. a.* [42] wählten gleiche Stützenlängen oberhalb und unterhalb des Kragarms.

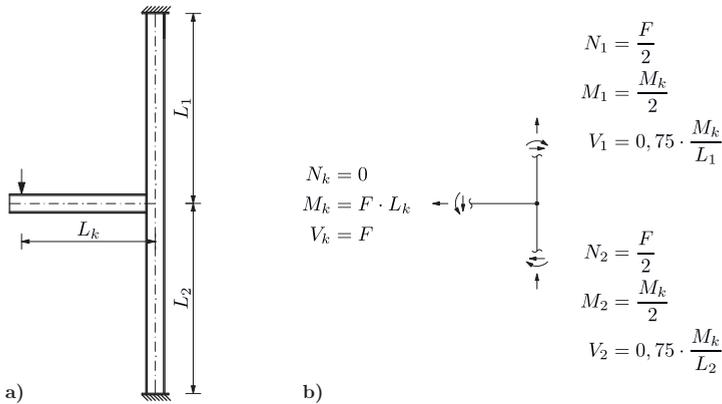


Bild 2-6: 5. Versuchsaufbau **a)** Schematische Darstellung, Stütze oben und unten eingespannt **b)** ebene Schnittgrößen in Wirkrichtung in dem Knotenpunkt

Dadurch ergibt sich eine betragsmäßig konstante Normalkraft und Querkraft in der Stütze. Die Normalkraft entsprach betragsmäßig der Hälfte der aufgebrachtten Last und die Querkraft der Ableitung des Momentes. Im Kragarm trat keine Normalkraft, aber eine Querkraft in Höhe der aufgebrachtten Last auf. Das Moment aus dem Kragarm wird sich je zur Hälfte auf den oberen und unteren Stützenabschnitt verteilt.

2.4 Verbindungskonstruktionen und Versagensursachen

Als Fügeelemente wurden Winkel und Platten aus GFK sowie Stahl verwendet. Winkel aus GFK eignen sich nur bedingt für solche Anwendungen, weil die Hauptfaserrichtung quer zum Kraftfluss verläuft. Dies ist auf die Herstellung der Winkel im Pultrusionsverfahren zurückzuführen. Außerdem ist die Bauteildicke der Winkel im Vergleich zur Steg- oder Flanschdicke des zuzufügenden Bauteils immer etwas dicker. So auch bei den fünf Varianten von *Bank u.a.* [8]. Die I-Profile haben eine Bauteildicke von 9,5 mm und die Winkel von 12,7 mm.

Die fünf Varianten in Bild 2-7 von *Bank u.a.* [8] wurden 1990 mit gleichschenkligen GFK-Winkeln 6 x 6 x 1/2 in (15,24 x 15,24 x 1,27 cm) und GFK-Gewindestangen sowie GFK-Muttern 3/4 in (1,905 cm) verbunden. Letztere wurden mit ca. 40 Nm angezogen.

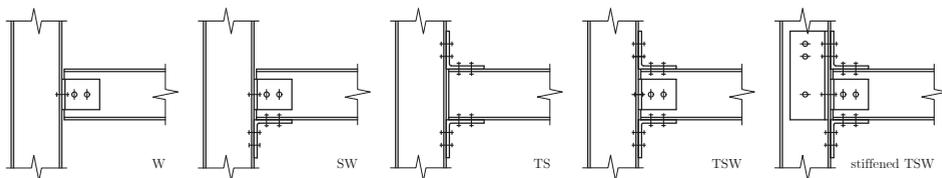


Bild 2-7: Eckverbindungskonstruktionen mit I-Profilen von *Bank u.a.* 1990

Bei der ersten Variante *W* wurde nur der Stützenflansch mit zwei seitlich am Trägersteg befestigten Winkeln verbunden. Die Variante *SW* wurde zusätzlich zur Variante *W* mit einem Winkel an der Unterseite des Trägers verstärkt. Dieser Winkel verband den dem Träger zugewandten Stützenflansch mit dem unteren Trägerflansch. Die Variante *TS* hatte keine Winkel am Trägersteg, aber je einen Winkel an der Unter- und Oberseite zur Verbindung der Flansche. Für diese drei Varianten *W*, *SW* und *TS* wurden keine Angaben zum endgültigen Bauteilver sagen gemacht. Die vierte Variante *TSW* war eine Kombination der Variante *W* und *TS*. Mit der letzten Variante *stiffened TSW* reagierten *Bank u.a.* auf das Abtrennen des dem Träger zugewandten Stützenflansches vom Stützensteg bei der Variante *TSW* mit einem zusätzlichen Winkel im Bereich des Stützensteiges und dem Träger zugewandten Stützenflansch. Es zeigte sich, dass der Winkel den Belastungen standhielt und sich das Versagen in den oberen Winkel über dem Träger verlagerte. Der Winkel wurde zunächst etwas über die untere Mutternreihe in der Verbindung Winkel-Stütze gezogen. Anschließend brach der Winkel in der Ebene der Gewindestangen auseinander und unmittelbar danach trennte sich das Gewinde der Gewindestangen von seinem Kern.

Der Artikel von *Bank u.a.* [11] aus dem Jahr 1992 erschien erneut 1994 in [9]. Ab 1994 wird in der Regel auf diesen Artikel verwiesen, so dass im Folgenden auch auf den Artikel von 1994 verwiesen wird. Durch die Versuche von *Bank u.a.* 1990 war klar, dass Anschlüsse wie im Stahlbau nicht sinnvoll sind. Die Versagensart muss erforscht und verstanden werden. Zudem sind Informationen über das halbstarre Verhalten von pultrudierten Verbindungen erforderlich, um kostengünstige und sichere Anschlüsse zu entwerfen. Die vier in Bild 2-8 dargestellten Varianten wurden untersucht.

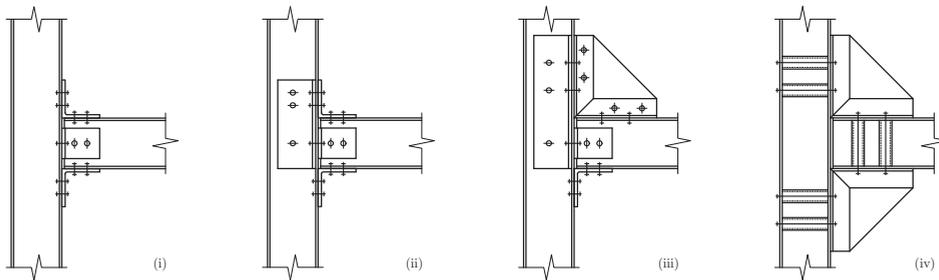


Bild 2-8: Eckverbindungskonstruktionen mit I-Profilen von *Bank u.a.* 1994

Die Variante (i) war identisch mit der Variante (*TSW*). Wie im Jahr 1990 trennte sich der Stützenflansch vom -steg. Zusätzlich wurden radiale Risse durch die Dicke des oberen Winkels beobachtet. Bereits bei einer niedrigeren Laststufe entstanden im Bereich der Trennung unsichtbare Hohlräume in der Stütze. Die Variante (ii) war identisch mit der Variante (*verstärkter TSW*) von *Bank u.a.* 1990. Es wurden die gleichen gleichschenkligen GFK-Winkel $6 \times 6 \times 1/2$ in (15,24 x 15,24 x 1,27 cm) und GFK-Gewindestangen sowie GFK-Muttern $3/4$ in (1,905 cm) verwendet. Diese wurden wiederum mit ca. 40 Nm angezogen. Das Versagen war identisch zu den Versuchen von *Bank u.a.* 1990, wobei diesmal ausdrücklich erwähnt wurde, dass die Gewindestangen nicht die maßgebende Versagensursache waren. In der Variante (iii) wurde der obere Winkel durch eine zusammengesetzte Konstruktion aus zwei GFK-T-Profilen und einer GFK-Platte $1/2$ in (1,27 cm) ersetzt. Die T-Profile wurden mit der Platte verschraubt. Dabei wurde darauf geachtet, dass die Längsfasern in der Platte in einem Winkel von 45° zum Träger verlaufen. Das Versagen trat durch Querkzug am T-Stummel des oberen zusammengesetzten Winkels entlang der vertikalen Gewindestangenreihe auf. Zusätzlich hatte sich der Trägerflansch unter dem oberen Winkel vom Steg getrennt. Letzteres war nicht die maßgebliche Versagensursache. Bei der Variante (iv) wurden die T-Profile mit einem Epoxidkleber unbekannter Herkunft auf die Platte geklebt und auch der untere Winkel wurde durch die zusammengesetzte Konstruktion ersetzt. Auf den Winkel am Steg wurde gänzlich verzichtet und der Winkel in der Stütze wurde durch eine Klemmung der Flansche mittels Gewindestangen ersetzt. Im Gegensatz

zu den Varianten von *Mosallam* 1993 [48] wurden die Gewindestangen zwischen den Flanschen mit einem quadratischen GFK-Kastenprofil $2 \times 2 \times 1/4$ in (5,08 x 5,08 x 0,635 cm) umschlossen. Dies sollte die Flansche versteifen. Es kam zu einem schlagartigen Versagen, bei dem sich die Klebeverbindung zwischen dem vertikalen T-Profil und der Platte löste.

Mosallam [48] untersuchte 1993 die drei in Bild 2-9 dargestellten Varianten einer Eckverbindung.

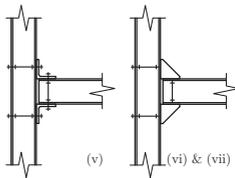


Bild 2-9: Eckverbindungsstrukturen mit I-Profilen von *Mosallam* 1993

Die Bezeichnung der Varianten erfolgte in Anlehnung an die Nummerierung der Versuche von *Bank u.a.* 1994 [9]. Bei allen Varianten wurden die Fügebauteile mit GFK-Gewindestangen und GFK-Muttern $1/2$ in (1,27 cm) an beiden Flanschen eines Bauteils befestigt. Auf jeder Seite eines Flansches wurde eine Mutter angeordnet, um die Flansche einzuklemmen und die Steifigkeit beider Flansche für die Verbindung her-

anzuziehen. Dadurch wurde wie bei der Variante (*verstärkter TSW*) ein Abtrennen des dem Träger zugewandten Stützenflansches vom Stützensteg verhindert. Bei der ersten Variante (*v*) wurde analog zu der Variante (*TS*) von *Bank u.a.* 1990 ein gleichschenkliger GFK-Winkel $3 \times 3 \times 3/8$ in (7,62 x 7,62 x 0,95 cm) an der Ober- und Unterseite des Trägers angeordnet. Diese Variante versagte relativ schnell. Das Versagen resultierte aus dem geringen Biegezugspannungswiderstand der Matrix, den großen radialen Zugspannungen an der gekrümmten Ecke des Winkels und der geringen Dicke des konventionell hergestellten GFK-Winkels. Mit zunehmender Last kam es zur Delamination und die Muttern wurden durch die dünnen Winkel gezogen, ähnlich wie bei *Bank u.a.* 1990 [8]. Es ist anzumerken, dass kein vollständiges Versagen plötzlich auftrat. Bei den beiden anderen Varianten (*vi*) und (*vii*) wurde der Winkel durch ein Formbauteil *FRP universal connectors (UC)* ersetzt. Die UC-Bauteile bestanden geometrisch betrachtet aus einem GFK-Winkel mit seitlichen dreiecksförmigen Platten. Es handelte sich jedoch nicht um ein zusammengesetztes Bauteil, sondern um ein Formbauteil, das von der Firma *Bedford Reinforced Plastics, Inc.* im Injektionsverfahren hergestellt wurde. Die Abmessungen des UC betragen wie des Winkels $3 \times 3 \times 3/8$ in (7,62 x 7,62 x 0,95 cm) [49]. Die seitlichen Aussteifungen hatten ebenfalls eine Dicke von $3/8$ in (0,95 cm). Die Hauptfaserrichtung wurde im Bereich der rechteckigen Flächen um 90° zum Normalwinkel und im Bereich der dreieckigen Flächen um 45° zur Horizontalen bzw. parallel zur Hypotenuse versetzt angeordnet. Dadurch entsprach die Hauptfaserrichtung dem Kraftfluss. Variante (*vii*) wurde an den Kontaktflächen zwischen UC und den Stützenflanschen sowie den Trägerflanschen mit Epoxydharzkleber *Magnobond 56* verklebt. Bei der zweiten Variante (*vi*) traten

Risse in der Steife des UC im Winkel von 90° zur diagonalen Faserrichtung auf. Bis zum Erreichen des maximalen Momentes traten immer wieder kurze Nichtlinearitäten auf. Die Geräusche bei der Rissbildung waren deutlich leiser als bei der ersten Variante. Das Versagen trat langsam ein und die Muttern stanzten auf der Stützensseite durch. Die quadratische Form der Muttern trug entscheidend zum Durchstanzen bei, da hohe Spannungskonzentrationen an den Ecken der Muttern auftraten. Die Gewindestangen blieben unbeschädigt. An einer Mutter entstand ein Haarriss. Sobald der obere UC seine Endfestigkeit erreicht hatte, übernahm der untere UC. Dies führte zu Rissen an den Flanschen der Stütze und des Riegels am Beginn des UC. Aufgrund der seitlichen Verstärkung des UC und die geringe Materialdicke der Flansche kam es zu einer hohen Spannungskonzentration am Übergang. Auch hier zeigte sich kein schlagartiges Versagen. Bei der dritten Variante (*vii*) trat das erste Versagen in der Klebefuge zwischen Stütze und UC oberseitig des Trägers auf. Von da an war der Steifigkeitsverlauf linear bis zum Erreichen des maximalen Momentes. Das endgültige Versagen entsprach dem der Variante (*vi*). Die gleichen Varianten wurden von *Mosallam u.a.* 1994 [50] für dynamische Versuche verwendet.

Mottram und Bass [52] untersuchten 1994 die fünf in Bild 2-10 dargestellten Varianten. Die Anschlüsse waren im Wesentlichen dem Stahlbau ähnlich. Es wurden gleichschenklige GFK-Winkel $6 \times 6 \times 1/2$ in (15,24 x 15,24 x 1,27 cm) und Stahlbauschrauben M16 mit einem Lochspiel von 2 mm verwendet.

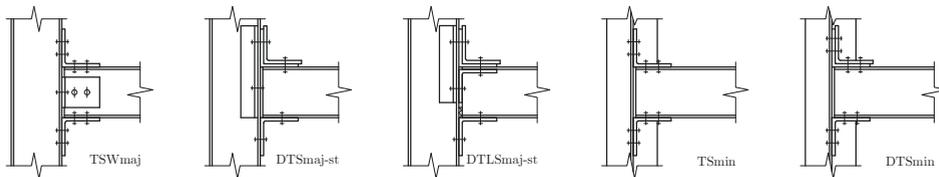


Bild 2-10: Eckverbindungskonstruktionen mit I-Profilen von *Mottram und Bass* 1994

Zwischen Trägerende und Stützenflansch wurde ein Spalt von 5 mm gelassen. Die Kontaktflächen wurden zur Steigerung der Anfangssteifigkeit mit einem Epoxydkleber *Epoxy Araldite 2015* verklebt, mit Ausnahme der Kontaktflächen der unteren Winkel der Varianten *DTSMaj-st* und *DTLSmaj-st*. Die Versagensursachen wurden von *Mottram und Bass* nicht angegeben. Die erste Variante *TSWmaj* war bis auf den Kleber identisch mit der Variante *TSW* von *Bank u.a.* 1990 [8] bzw. der Variante (*i*) von *Bank u.a.* 1994 [9]. Die nächste Variante *DTSMaj-st* enthielt keine Winkel am Trägersteg, sondern einen Winkel in der Stütze. Zusätzlich wurde der obere Winkel am Träger durch einen zweiten Winkel aufgedoppelt. Für die Variante *DTLSmaj-st* wurde die Variante *DTSMaj-st* um einen Winkel an der Unterseite des oberen Trägerflansches ergänzt und zusätzlich im Bereich des

unteren Trägerflansches ein Füllkörper unbekanntes Material in den Spalt zwischen Trägerende und Stützenflansch angeordnet. Bei der Variante *TSmin* wurde der Träger an den Stützensteg durch ober- und unterseitige Winkel angeschlossen. Bei der letzten Variante *DTSmin* wurde der obere Winkel aus der Variante *TSmin* durch einen zweiten Winkel aufgedoppelt.

Bank u.a. [10] untersuchten 1996 die vier in Bild 2-11 dargestellten Varianten mit drei neuen Fügebauteilen, wobei alle Varianten wurden mit GFK-Gewindestangen und GFK-Muttern $3/4$ in (1,905 cm) verbunden wurden. Die Gewindestangen befestigten immer beide Flansche eines Bauteils miteinander.

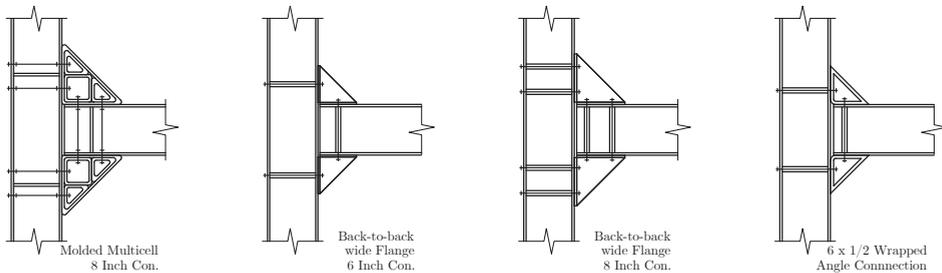


Bild 2-11: Eckverbindungskonstruktionen mit I-Profilen von *Bank u.a.* 1996

Die erste Variante, die *Molded Multicell 8 Inch Connection*, bestand aus einem Fügebauteil mit mehreren ineinander gesteckten Kastenquerschnitten. Dieses Fügebauteil wurde ober- und unterseitig des Trägers mit je 4 Gewindestangen pro Flansch befestigt. Zur Aussteifung der Flansche wurden mittig zwischen den Gewindestangen am Steg und am Flansch Platten als Steifen eingeklebt. Das Versagen trat nur in den Gewindestangen durch Abscheren des Gewindes und Biegen der Stange auf. Die zweite Variante, die *Back-to-back Wide Flange 6 Inch Connection*, bestand aus zwei T-Profilen 6 in (15,24 cm), die mit *EPON 828* an den Stegen verklebt und mit 2 Gewindestangen pro Flansch befestigt wurden. Die Aussteifung der Flansche erfolgte durch quadratische GFK-Kastenprofile, die die Gewindestangen zwischen den Flanschen umschlossen. Zugversagen trat in Form von Rissen in den miteinander verklebten T-Profilen auf. Die dritte Variante, die *Back-to-back Wide Flange 8 Inch Connection*, entsprach im Wesentlichen der vorigen Variante, nur mit 8 in (20,32 cm) T-Profilen und 4 Gewindestangen pro Flansch. Ein Versagen trat wie bei der Variante mit 6 in dicken Flanschen auf. Die letzte Variante, die *6 x 1/2 Wrapped Angle Connection* (15,24 x 1,27 cm), bestand aus gewickelten Fasern in Form eines dreieckigen Kastenquerschnittes. Dieser Querschnitt wurde ober- und unterseitig des Trägers mit je 2 Gewindestangen pro Flansch und mit quadratischen GFK-Kastenprofilen, die die Gewindestangen zwischen den Flanschen umschlossen, befestigt. Da *Bank* 1994 [9] die gleichen Querschnittsabmessungen für die Profile sowie die Gewindestangen ver-

wendet hat, kann davon ausgegangen werden, dass die Abmessungen $2 \times 2 \times 1/4$ in (5,08 x 5,08 x 0,635 cm) betragen. Der untere dreieckige Kastenquerschnitt beulte unter Druck relativ schnell. Später kam ein Versagen der Gewindestangen auf der Stützenseite im oberen Kastenquerschnitt hinzu.

Smith u. a. [66] untersuchten 1998 zwei Varianten *I-Beam: standard connection (A)* und *I-Beam: bolted through connection (B)* an I-Profilen und zwei Varianten *Box: standard connection (C)* und *Box: bolted through connection (D)* an Kastenprofilen (vgl. Bild 2-12). Die Verbindung der Bauteile erfolgte über GFK- Winkel $76 \times 76 \times 6,35$ mm und GFK-Platten mit einer Dicke von 6,35 mm. Als Verbindungsmittel wurden 6,35 mm Stahlbauschrauben der Güte A36 verwendet, weil die kleinsten GFK-Schrauben mit einem Durchmesser von 9,52 mm für die Querschnittsabmessungen zu groß waren. Zusätzlich wurden bei allen Varianten die Kontaktflächen mit dem Epoxydharzklebstoff *Shell 828 Epoxy Resin* verklebt.

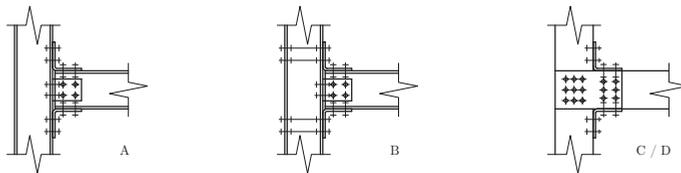


Bild 2-12: Eckverbindungskonstruktionen mit I- und K-Profilen von Smith u. a. 1998

Die Variante *A* wurde wie die Variante *TSW* von Bank u. a. 1990, die Variante (*i*) von Bank u. a. 1994 und die Variante *TSW_{maj}* von Mottram und Bass 1994 mit Winkeln an den Flanschen und am Trägersteg konstruiert. Der Schraubendurchmesser im Bereich der Flansche musste wegen der begrenzten Flanschbreite auf 5 mm reduziert werden. Der obere Winkel öffnete sich unter Zug und knackte. Knackgeräusche wurden auch im Winkel der Steg-Flansch-Verbindung beobachtet. In diesem Bereich kam es zur Delamination in den Stützenflanschen. Variante *B* war ähnlich der vorigen, nur dass die Schrauben im Bereich der oberen und unteren Winkel des Trägers die beiden Stützenflansche verbanden. Es trat kein Knacken auf, ansonsten war ein Versagen wie bei Variante *A* zu beobachten. Variante *C* wurde ebenfalls mit zwei Winkeln ober- und unterhalb des Trägers konstruiert, wobei der Stegwinkel durch seitliche Platten ersetzt wurde. Die Hauptfaserrichtung der seitlichen Platten wurde parallel zur Schwerpunktsachse ausgerichtet. Die Schrauben scheinen immer nur die Profilwandung mit dem Fügebauteil zu verbinden. Es ist nicht bekannt, ob hierfür Spreizschrauben oder normale Schrauben ohne Eingriffsloch verwendet wurden. Im Gegensatz zu den I-Trägern gab es bei den Winkeln keine Verformungen und kein Knacken auf der Oberfläche der „Flansche“. Außerdem gab es keine Anzeichen für eine Trennung zwischen „Flansch“ und „Steg“. Zuerst versagten die seitlichen Platten und anschließend der obere Winkel. Eine zweite Probe versagte aufgrund eines lokalen

Fehlers in der Seitenwand des Trägers. Die letzte Variante *D* war ähnlich zur vorigen, außer dass die Schrauben vollständig durchgesteckt waren. Auch hier versagte die Seitenwand des Trägers.

Die Versuche von *Smith u.a.* 1999 [67] griffen die Versuche von 1998 [66] auf und erweiterten die Versuchsreihe um weitere Konstruktionsvarianten für das Kastenprofil (vgl. Bild 2-13).

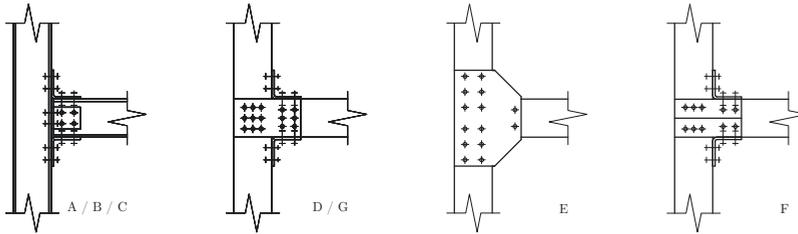


Bild 2-13: Eckverbindungskonstruktionen mit I- und K-Profilen von *Smith u.a.* 1999

Die Variante *I-Beam:Standard Connection (A)* war identisch mit der von 1998. Die Variante *I-Beam:Thick Seats Connection (B)* war anders, weil die Dicke der Winkel von 6,35 mm auf 9,53 mm geändert wurde. Es trat das gleiche Versagen wie bei Variante *A* auf. Variante *I-Beam:Steel Connection (C)* bestand wie Variante *A* aus vier Winkeln, die jedoch aus Baustahl waren. Die Dicke der Stahlwinkel wurde nicht angegeben. Es ist daher davon auszugehen, dass die Stahlwinkel ebenfalls 6,35 mm dick waren. Das Versagen trat in der Stütze auf, d.h. die Stütze hatte sich gekrümmt und anschließend hatten sich Stützensteg und -flansch im Bereich der oberen Zugschrauben getrennt. Die Variante *Box:Standard Connection(D)* war identisch mit der Variante *C* von 1998. Die Variante *Box:Gusset Connection (E)* hatte wie die Variante *D* zwei Winkel und die seitlichen Platten wurden durch Knotenbleche mit einer Faserrichtung von 45° zu den Hauptachsen ersetzt. Zudem waren die seitlichen Platten größer und überdeckten dadurch die Winkel. Die Trägerstege wurden im Bereich der seitlichen Platten vollständig vom Rest des Trägers getrennt. Dies führte zu einem sofortigen Versagen der Winkel als Reaktion auf die Lastumlagerung. Bei der Variante *Box:Cuff Connection (F)* verhielt es sich ähnlich wie bei der vorigen Variante, nur dass hier die seitlichen Platten durch aufgeschnittene Winkel ersetzt wurden. Die Hauptfaserrichtung der Schenkel wurde parallel zu Trägerschwerachse angeordnet. Die Stützenflansche wurden von den Stützenstegen getrennt. Die Winkel und seitlichen Platten der letzten Variante *Box:Steel Connection (G)* waren wie bei Variante *C* aus Stahl A36. Ansonsten war die Konstruktion wie bei Variante *D*. Ein Versagen des Trägers trat wie bei Probe *E* auf und zusätzlich trennte sich der Stützensteg vom Stützenflansch.

Smith u.a. 1999 [67] erreichten mit Kastenprofilen deutlich höhere Verbindungssteifigkeiten und -festigkeiten als mit I-Profilen. Des Weiteren schlugen *Smith u.a.* 1999 vor, dass eine GFK-Muffe, der sogenannte *Cuff*, die Ergebnisse weiter verbessern könnte. Die Muffe ist ein im Injektionsverfahren hergestelltes Formbauteil. Sie soll den Träger und die Stütze in einem Stück umschließen.

Singamsethi u.a. [65] beschrieben 2005 den Herstellungsprozess der Muffe und führten erste Versuche mit der Muffe durch. Insgesamt wurden 6 Muffen hergestellt und unter zyklischer Belastung getestet. Die ersten 4 Muffen dienten zur Optimierung des Herstellungsprozesses. Probe Nr. 5 bestand aus 13 Layern (Dicke unbekannt) und die Probe Nr. 6 aus 15 Layern (10 mm). Die Muffen wurden mit den K-Profilen verklebt. Die Länge der Muffe im Bereich des Trägers betrug 76 mm. Probekörper Nr. 5 versagte im Bereich der Muffe an der Unterseite des Trägers in Folge einer Trennung zwischen Kleber und Muffe. Dies geschah unter Zugbelastung des Rahmens und es trat ein schlagartiges Versagen auf. Die Muffe wies anschließend Risse auf. Die Ursache des Versagens wurde auf die von Hand aufgerauten Klebeflächen der Muffe und des Trägers zurückgeführt. Daher wurden die Oberflächen der Probe Nr. 6 mechanisch aufgeraut. Dies führte zum Einknicken des Trägers. Die Klebeverbindung blieb in Takt. Dies geschah wiederum unter Zugbelastung. Es traten unbedeutende Risse auf. Ansonsten war die Klebeverbindung in Ordnung.

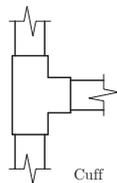


Bild 2-14: Eckverbindungsstruktur mit K-Profilen von *Singamsethi u.a.* 2005 und *Carrion u.a.* 2005

2005 untersuchten *Carrion u.a.* [17] ebenfalls die Muffe an 12 Probekörpern (Probe Nr. 1 - 12, wobei neben den bereits genannten Belastungen und Materialien die Muffendicke 9,55 mm, 6,35 mm und 3,20 mm sowie die Muffenlängen im Bereich des Trägers 76 mm und 102 mm variiert wurden. Die Muffen mit der Dicke von 9,55 mm wiesen im Bereich des Trägers eine Länge von 76 mm und

die anderen Muffendicken eine Länge von 102 mm auf. Zusätzlich erhielten die GFK-Profile im Bereich des Muffenendes unter statischer Belastung in den Träger eingeklebte Versteifungen. Die Muffenlänge im Bereich der Stütze blieb mit 267 mm konstant. Die Verbindungen wurden mit *Magnobond 56* geklebt und nicht geschraubt. Für die Muffen mit einer Dicke von 9,55 mm und einer zyklischen Belastung wurden folgende Versagensursachen festgestellt. Die Versuche mit den Stahlprofilen Proben Nr. 1 - 2 ergaben ein Sprödbbruchversagen in der Klebeverbindung. Bei den GFK-Profilen und den nur von Hand aufgerauten Oberflächen Proben Nr. 5 war dies ebenfalls der Fall. Anders bei den maschinell aufgerauten Oberflächen Proben Nr. 6, hier knickte der Träger am Muffenende ein. Bei den Versuchen mit den Stahlprofilen und den 6,35 mm dicken Muffen sowie der zykli-

schen Belastung Proben Nr. 3 - 4 zeigte sich ein duktiles Versagen durch Risse in der Muffe oder durch ein zusätzliches Versagen in der Klebverbindung. Bei gleicher Muffendicke und GFK-Profilen mit eingeklebter Steife sowie zyklischer Belastung Proben Nr. 7 zeigte sich ebenfalls ein duktiles Versagen durch Rissbildung in der Muffe. Bei den Versuchen mit statischer Belastung und 6,35 mm dicken Muffen sowie Stahlprofilen Proben Nr. 8 - 9 zeigte sich ähnlich wie bei der zyklischen Belastung ein duktiles Versagen durch Risse in der Muffe und durch ein zusätzliches Versagen in der Klebverbindung. Das Versagensbild der GFK-Profile mit den eingeklebten Steifen Proben Nr. 10 war ähnlich. Wie bei der zyklischen Belastung versagt die Muffe duktil durch Rissbildung in der Muffe. Bei den Versuchen unter statischer Belastung und den 3,20 mm dicken Muffen Proben Nr. 11 - 12 zeigte sich unabhängig vom Profilmaterial ein duktiles Versagen durch Risse in der Muffe und ein Eindringen des unteren Muffenteils in den Trägerteil der Muffe.

2016 untersuchte *von der Thüsen* [74] die sechs in Bild 2-15 dargestellten Verbindungskonstruktionen und verglich die Ergebnisse mit den beiden ebenfalls in Bild 2-15 dargestellten Aluminiumkonstruktionen.

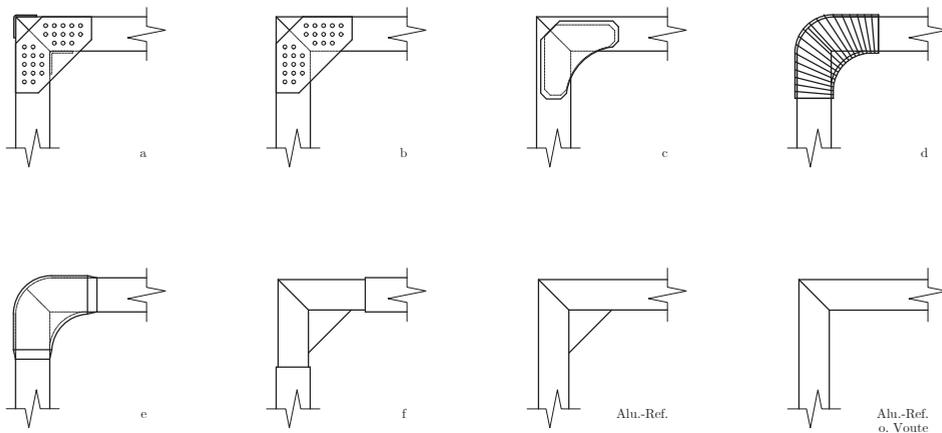


Bild 2-15: Eckverbindungskonstruktionen mit K-Profilen von *von der Thüsen* 2016

Die erste Aluminium-Referenzkonstruktion bestand aus zwei auf Gehrung gesägten und verschweißten Profilen. Die zweite Aluminium-Referenzkonstruktion entsprach der ersten mit einer zusätzlichen dreieckigen Voute, die aus einem U-förmigen Keil mit einer Wandstärke von 4 mm bestand. Die Hohlräume wurden nicht ausgefüllt. Die erste Variante mit auf Gehrung gesägten GFK-Profilen *a) genietete Seitenplatte kombiniert mit geklebten Innen- und Außenwinkeln* beschreibt die Abmessungen der Winkel von 60 x 60 x ~5 mm. Die Seitenplatten überdeckten den Träger und die Stütze auf einer Länge von maximal 20,0 cm. Ihre Dicke ist

nicht bekannt. Es trat ein gutmütiges Versagen auf. Die zweite Variante *b) genietet und verklebt Seitenplatte ohne Winkel* entsprach der ersten Variante nur ohne die Winkel. Es trat ein gutmütiges Versagen durch Beulen der Seitenplatten auf. Die nächste Variante *c) Zweischnittige Stegverklebung* war eine Alternative zur vorigen Variante *b)*. Anstelle der Niete wurde die Seitenplatte verklebt und die Geometrie der Seitenplatte leicht angepasst. Zusätzlich wurde zwischen den Seitenplatten ein U-Element als Voute eingebaut und mit Schaum ausgefüllt. Der Schaumkern wurde für den Anpressdruck beim Kleben benötigt. Der Klebstoff versagte frühzeitig und es kam zum Totalversagen. Bei der vierten Variante *d) Gewickelte Einfassung* wurden die Profile mit Gurtlaminaten verstärkt und anschließend mit FKV-Gewebeband umwickelt. Die Außen- und Innenecke wurden mit einem Radius von 100 mm abgerundet. Der innere Radius wurde mit einem Schaumkern ausgefüllt. Der Träger versagte am Übergang zur Verbindung. Die Einfassung blieb intakt. Die nächste Einfassungsvariante *e) Halbschalen-Einfassung* war eine Weiterentwicklung der gewickelten Einfassung. Anstelle der Wicklung und der Gurtverstärkung wurden Halbschalen verwendet. Der Träger versagte am Übergang zur Verbindung. Die Einfassung blieb intakt. Als letzte Variante *f) Al-Steckelement* wurde die zweite Aluminium-Referenzkonstruktion in die GFK-Profile gesteckt. Es kam zu einem schlagartigen Versagen.

Ascione u.a. [5] untersuchten 2017 den Einfluss des Stützenüberstands über dem Träger anhand der in Bild 2-16 dargestellten Konstruktionen. Bei den beiden Varianten *BTCJ_fc* und *BTCJ_fer* war der Stützenüberstand sehr gering, d.h. es konnte gerade noch ein Winkel von 50 x 50 x 6 mm montiert werden. Die beiden anderen Varianten *BTCJ_fcm* und *BTCJ_fcmr* hatten einen Stützenüberstand von 200 mm. Bei alle Varianten wurde ein Winkel 50 x 50 x 6 mm ober- und unterseitig des Trägers sowie am Trägersteg montiert. Generell wurden alle Winkel mit *SikaDur30* verklebt. Die Varianten *BTCJ_fer* und *BTCJ_fcmr* erhielten zusätzlich je einen Winkel 50 x 50 x 6 mm pro Seite in der Stütze zur Verbindung von Stützensteg und -flansch (Trägerseite). Außerdem wurden im Bereich des unteren Trägerflansches 3 Steifen je Seite in die Stütze eingeklebt.

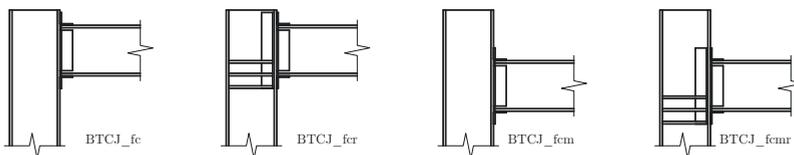


Bild 2-16: Eckverbindungskonstruktionen mit I-Profilen von *Ascione u.a.* 2017

Die Variante *BTCJ_fc* versagte aufgrund der Trennung des gedrückten Stützenflansches vom Stützensteg im Verbindungsbereich. Das Versagen war spröde, aber die Verbindung zwischen Träger und Stütze blieb intakt. Ähnlich bei der Varian-

te *BTCJ_fcr*, bei der die Schnittstelle Klebstoff-Stützenflansch versagte. Auslöser war die Ablösung einer Matte im Stützenflansch. Die Variante *BTCJ_fcm* versagte durch Delamination des Stützenflansches und es folgte eine Delamination in der Schnittstelle Kleber-GFK. Die letzte Variante *BTCJ_fcmr* versagte durch ein Aufbrechen der Klebeschicht.

Martins u.a. [42] untersuchten 2017 ein Stecksystem für die in Bild 2-17 dargestellten Konstruktionen. Die Stütze wurde im Bereich des Trägers mit einem innenliegenden K-Profil aus Stahl $t = 5$ mm verstärkt und mit Bolzen M10 befestigt. Der Bohrungsdurchmesser betrug 10,5 mm. Auf der Innenseite wurden aus Montagegründen Muttern aufgeschweißt. Auf der Trägerseite wurde gleichzeitig eine Unterkonstruktion aus einem K-Profil aus Stahl $t = 3$ mm mit Bodenplatte $t = 5$ mm befestigt. Diese Unterkonstruktion $100 \times 100 \times 75$ mm wurde mit vier verschiedenen Schraubenanordnungen mit einem Lochdurchmesser von 8 mm und Schrauben der Größe M8 für die Verbindung des Trägers getestet. In einer Schraubenreihe betrug der Randabstand immer 20 mm und der Schraubenabstand 60 mm.

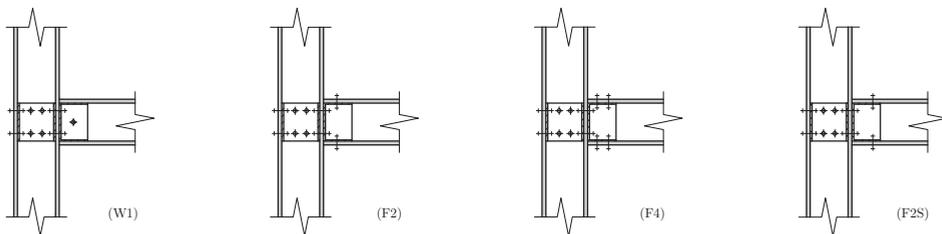


Bild 2-17: Eckverbindungskonstruktionen mit K-Profilen von *Martins u.a.* 2017 im Schnitt dargestellt

Bei der Versuchsreihe *Series W1* wurde eine Schraube mittig 38 mm vom Trägerende (Stützensseite) in den Trägersteg eingebracht. Bei jedem Versuch versagte die Verbindung zunächst durch Quetschen des unteren Trägerflansches. Anschließend folgten drei weitere Versagensfälle, die nicht immer in der gleichen Reihenfolge auftraten. Es trennte sich der obere Trägersteg vom Trägerflansch, es trat ein Scherbruch (Shear-out failure) auf und es trennte sich der untere Trägersteg vom Trägerflansch. Bei der zweiten Versuchsreihe, *Series F2*, wurden die Flansche in einem Abstand von 40 mm vom Trägerende (Stützensseite) mit einer Schraubenreihe von 2 Schrauben befestigt. Die Verbindung versagte, weil sich der untere Trägerflansch von den Trägerstegen trennte und anschließend ein Scherbruch im oberen Trägerflansch durch die Bolzen auftrat. Die dritte Versuchsreihe, *Series F4*, erhielt in den Flanschen zwei Schraubenreihen mit je 2 Schrauben. Der Ab-

stand zur Stütze und der Abstand der beiden Reihen zueinander ist nicht bekannt. Zunächst trat ein Scherbruch infolge der Schraubenreihe mit dem kleineren Randabstand und anschließend ein Scherbruch durch die Schraubenreihe mit dem großen Randabstand im oberen Trägerflansch auf. Letztlich versagte die Verbindung zwischen dem Trägerflansch und dem Trägersteg. Die letzte Versuchsreihe, *Series F2S*, erhielt 55 mm von der stützenzugewandten Seite in den Flanschen eine Schraubenreihe mit je 2 Schrauben. Es trat eine Reihe von Schäden auf. Die Reihenfolge konnte nicht festgestellt werden, weil die Unterlegscheiben und die Unterkonstruktion die Schadensbereiche verdeckten. Die Lage der Schrauben im oberen Trägerflansch verändert sich, der untere Trägerflansch wurde gequetscht, die Verbindung zwischen unterem Trägerflansch und -steg trennte sich und infolge einer Durchbiegung des dem Träger zugewandten Stützenflansches traten Risse im Stützenflansch auf. Lediglich eine Probe wurde bis zum vollständigen Versagen belastet. Das Versagen wurde durch den Bruch der Schweißnaht in der Unterkonstruktion ausgelöst.

Gehmert [28] konstruierte 2017 die in Bild 2-18 dargestellten Eckverbindungen aus K-Profilen mit zwei 6 mm dicken Knotenplatten (Breite 120 mm). Als Verbindungsmittel wurden gewindefurchende Schrauben (GFS), Selbstbohrschrauben (SBS), Mehrbereichsblindniete (BNM) und hochfeste Strukturniete (BNS) verwendet. Je Knotenplatte wurden 8 Verbindungsmittel verwendet.

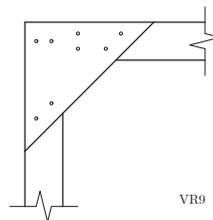


Bild 2-18: Eckverbindungsstruktur mit K-Profilen von *Gehmert* 2017

2.5 Ergebnisse

Zum besseren Verständnis sind in Bild 2-19 die wichtigsten Zusammenhänge der Momenten-Rotations-Beziehung graphisch dargestellt. Die Verbindungssteifigkeit wird in der Regel als Anfangssteifigkeit K_a und maximale Steifigkeit $K_{M_{ax}}$ angegeben. Die Anfangssteifigkeit ist die Steifigkeit zum Zeitpunkt der ersten Schädigung (M_a, θ_a). Bis zu diesem Zeitpunkt ist die Momenten-Rotations-Kurve in der Regel annähernd linear. Die maximale Steifigkeit ergibt sich aus dem maximalen

Moment M_{Max} und der zugehörigen Rotation $\theta_{zugeh.}$. Das maximale Moment tritt in der Regel zum Zeitpunkt eines nichtlinearen Momenten-Rotations-Verlaufes auf, d.h. die Festigkeit des GFK wird stückweise überschritten und es kommt zum Faser- oder Matrixversagen. Das Moment M_{1° und die Steifigkeit K_{1° bei einer Rotation von 1° ($17,5 \text{ mrad}$) wurden, soweit möglich, im Folgenden ebenfalls angegeben.

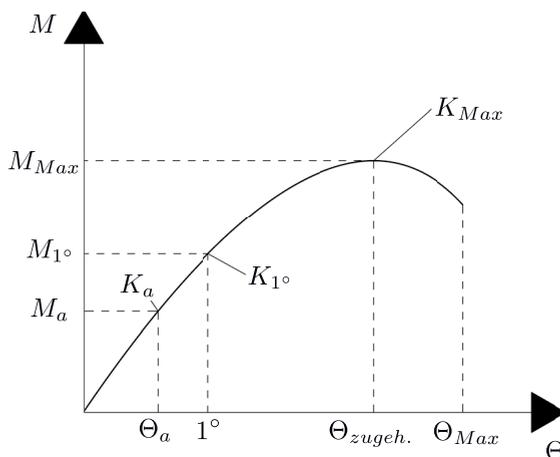


Bild 2-19: Bezeichnungen der Momenten-Rotations-Beziehungen

Erste statische Versuche zu Eckverbindungen von GFK-Profilen wurden im Jahr 1990 von *Bank u.a.* in [8] durchgeführt. Von den Varianten *W*, *SW*, *TS* und *TSW* konnten *Bank u.a.* [8] mit der *TSW*-Verbindung die größte Anfangssteifigkeit erreichen. Es wurde ein 10 mm Wegaufnehmer verwendet. Dieser war bereits bei einer Rotation von 25 mrad und einem Moment von ca. 5,4 kNm erschöpft. Das maximale Versagensmoment betrug 5,9 kNm (vgl. Tabelle 2-2). Die Variante *stiffened TSW* wurde an der Versagensstelle der Variante *TSW* verstärkt und die Länge des Wegaufnehmers auf 5,08 cm vervielfacht. Durch die Verstärkung blieb die Verbindungssteifigkeit annähernd unverändert und die Verbindungsfestigkeit konnte um 50 % gesteigert werden. Das Versagen trat bei einer Rotation von 58 mrad und einem Moment von 8,6 kNm auf.

1994 veröffentlichten *Bank u.a.* [9] weitere Versuchsergebnisse unter statischer Belastung. Variante (i) war baugleich mit der Variante *TSW* von 1990 und die Variante (ii) war baugleich mit der Variante *stiffened TSW* von 1990. Es wurden gleiche Verbindungssteifigkeiten und -festigkeiten erreicht (vgl. Tabelle 2-2 und 2-3). Mit den beiden anderen Varianten (iii) und (iv) konnten die Verbindungs-

Tabelle 2-2: Versuchsergebnisse *Bank u.a.* [8] aus dem Jahr 1990

Variante	K_a [kNm/rad]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	M_{1° [kNm]	K_{1° [kNm/rad]
<i>W</i>	28					
<i>SW</i>	169					
<i>TS</i>	678					
<i>TSW</i>	791	5,9	25	236,4	4,5	259
<i>stiffened TSW</i>	791	8,6	58	149,0	4,5	259

steifigkeiten und -festigkeiten deutlich erhöht werden. Die Variante (*iii*) versagte bei einer Rotation von 88,3 mrad und einem Moment von 12,9 kNm. Die Variante (*iv*) mit den geklebten Verbindungsbauteilen erreichte gegenüber der Variante (*i*) eine Steigerung der Verbindungsfestigkeit um 196 % und der Anfangssteifigkeit um 272 %. Das Versagen trat bei einer Rotation von 20 mrad und einem Moment von 18,4 kNm auf.

Tabelle 2-3: Versuchsergebnisse *Bank u.a.* [9] aus dem Jahr 1994

Variante	K_a [kNm/rad]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	M_{1° [kNm]	K_{1° [kNm/rad]
(<i>i</i>)	790	6,2	38	163,5	4,5	259
(<i>ii</i>)	790	8,6	59	146,5	4,5	259
(<i>iii</i>)	1027	12,9	88,3	146,5	5,5	317,3
(<i>iv</i>)	2942	18,4	20	920,3	16,4	938,9

Ein Jahr zuvor erreichte *Mossallam* [48] mit der Variante (*vi*) trotz *UC* eine niedrigere Anfangssteifigkeit der Verbindung von 83 kNm/rad als mit der Variante (*v*) mit Standard L-Winkeln von 110 kNm/rad (vgl. Tabelle 2-4). Die Versuche wurden wie bei *Bank u.a.* unter statischer Belastung durchgeführt. Die Verbindungsfestigkeit konnte moderat gesteigert werden. Ein Versagen trat bei der Variante (*v*) bei einer Rotation von 138,8 mrad und einem maximalen Moment von 0,8 kNm auf. Variante (*vi*) versagte bei einer Rotation von 140,0 mrad und einem maximalen Moment von 2,3 kNm. Die Anfangssteifigkeit der Verbindung konnte durch den Klebstoff deutlich auf 2663 kNm/rad erhöht werden. Das Versagen trat bei einer Rotation von 124,7 mrad und einem maximalen Moment von 3,2 kNm auf. Anstelle der Steifigkeit für das maximale Moment gibt *Mossallam* eine mittlere Steifigkeit K_{mittel} an. Außerdem wird nicht die zum maximalen Moment gehörende Rotation angegeben, sondern die maximale Rotation θ_{Max} aus dem

Versuch. Der größte Anteil des maximalen Momentes der Varianten (v) und (vii) wird bei einer Rotation von ca. 10 mrad aufgebracht. Ab dieser Rotation schwankt das Moment in einem relativ kleinen Bereich. Bei der Variante (vi) ist dies nicht so eindeutig. Die Varianten (v) und (vi) erreichen eine mittlere Steifigkeit von ca. 70 kNm/rad und die Variante (vii) von 282 kNm/rad. Auf die Ergebnisse der dynamischen Versuche von *Mosallam u.a.* [50] aus Jahr 1994 wird nicht weiter eingegangen. Die statischen Ergebnisse entsprechen denen von 1993.

Tabelle 2-4: Versuchsergebnisse *Mosallam* [48] aus dem Jahr 1993

Variante	K_a [kNm/rad]	M_{Max} [kNm]	θ_{Max} [mrad]	K_{mittel} [kNm/rad]	M_{1° [kNm]	K_{1° [kNm/rad]
(v)	110	0,8	138,8	70	0,7	42,1
(vi)	83	2,3	140,0	68	0,7	42,1
(vii)	2663	3,2	124,7	282	2,7	155,4

In den statischen Versuchen von *Mottram und Bass* [52] aus dem Jahr 1994 wurde die Last in Schritten von 0,5 kN alle 10 min gesteigert. Die auf Biegung um die schwache Achse beanspruchte Variante *TSmin* erreichte eine Anfangssteifigkeit von 3770 kNm/rad (vgl. Tabelle 2-5). Die 1. Schädigung des GFK-Materials, die von *Mottram und Bass* nicht näher spezifiziert wurde, führte gleichzeitig auch zum Versagen der Verbindung, d.h. die Last konnte nicht weiter gesteigert werden. Die zweite Variante *DTSmin* erreichte in etwa die gleiche Anfangssteifigkeit, d.h. der aufgedoppelte Winkel erhöhte die Anfangssteifigkeit der Verbindung nicht.

Tabelle 2-5: Versuchsergebnisse *Mottram und Bass* [52] aus dem Jahr 1994

Variante	K_a [kNm/rad]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	M_{1° [kNm]	K_{1° [kNm/rad]
<i>TSWmaj</i>	1060	4,2	45,0	93,3	3,9	223,5
<i>DTS</i> <i>maj-st</i>	1250	8,6	10,0	860,0		
<i>DTLS</i> <i>maj-st</i>	1500	15,0	31,0	483,9	13,5	773,6
<i>TSmin</i>	3770	3,6	0,9	4000,0		
<i>DTSmin</i>	3700	8,6	3,1	2774,2		

Das Versagen trat bei einem Moment von 8,6 kNm statt bei 3,6 kNm auf, d.h. Entgegen der Entwicklung der Anfangssteifigkeit konnte die Tragfähigkeit der Verbindung durch die Verdoppelung des Winkels gesteigert werden. Im Vergleich zur

Biegung um die schwache Achse wiesen die Verbindungen bei Biegung um die starke Achse deutlich kleinere Anfangssteifigkeiten auf. Die Variante *TSWmaj* erreichte eine Anfangssteifigkeit von 1060 kNm/rad und das Versagen trat bei einer Rotation von ca. 45 mrad und einem Moment von 4,2 kNm auf.

Tabelle 2-6: Versuchsergebnisse *Bank u.a.* [10] aus dem Jahr 1996

Variante	K_a [kNm/rad]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	M_{1° [kNm]	K_{1° [kNm/rad]
<i>Molded...</i>		30,5	47,0	649,1	7,9	453,3
<i>...6 Inch...</i>		4,5	19,0	237,9	3,4	194,3
<i>...8 Inch...</i>	678	8,5	33,0	256,8	5,6	323,8
<i>... Wrapped...</i>	237	11,3	92,0	122,8	1,1	64,8

Der zusätzliche Stützenwinkel bei der Variante *DTSmaj-st* führte zu einer etwas höheren Anfangssteifigkeit von 1250 kNm/rad und ein Versagen trat bei einer Rotation von ca. 10 mrad und einem Moment von 8,6 kNm auf. Die Anfangssteifigkeit der Variante *DTLSmaj-st* konnte im Gegensatz zur Biegung um die schwache Achse durch die Verdoppelung des Winkels gesteigert werden. Die Anfangssteifigkeit betrug 1500 kNm/rad und das Versagen trat bei einer Rotation von ca. 31 mrad und einem Moment von 15,0 kNm auf.

Für die Varianten *Molded Multicell 8 Inch Connection* und *Back-to-back Wide Flange 6 Inch Connection* wurden in den statischen Versuchen von *Bank u.a.* [10] aus dem Jahr 1996 keine Anfangssteifigkeiten angegeben. Aus dem zugehörigen Moment-Rotations-Diagramm ist die erste Schädigung des GFK-Materials nicht ersichtlich, so dass in Tabelle 2-6 keine Anfangssteifigkeit angegeben werden kann. Die Variante *Molded Multicell 8 Inch Connection* versagte bei einer Rotation von ca. 47 mrad und einem Moment von 30,5 kNm. Dieses Endmoment kann von keiner der anderen 3 Varianten übertroffen werden. Die Variante *Back-to-back Wide Flange 6 Inch Connection* versagte bei einer Rotation von ca. 19 mrad und einem Moment von 4,5 kNm. Die Variante *Back-to-back Wide Flange 8 Inch Connection* hatte eine Anfangssteifigkeit von 678 kNm/rad und versagte bei einer Rotation von ca. 33 mrad und einem Moment von 8,5 kNm. Die vierte Variante *6 x 1/2 Wrapped Angle Connection* hatte eine Anfangssteifigkeit von 237 kNm/rad und versagte bei einer Rotation von ca. 92 mrad und einem Moment von 11,3 kNm. Damit hatte diese Variante die zweithöchste Verbindungsfestigkeit und gleichzeitig die schlechteste Verbindungssteifigkeit.

Häufig wird auch die Steifigkeit des gesamten Rahmens K_{Rahmen} zum Zeitpunkt der maximalen Kraft und der zugehörigen Verschiebung angegeben. Die Verschiebung wird in der Achse und in der Richtung der Lastaufbringung gemessen. Für

die Varianten *A* und *C* wurden 1998 von *Smith u.a.* [66] jeweils 2 statische Versuche durchgeführt (vgl. Tabelle 2-7). Die Anfangssteifigkeiten wurden nicht angegeben und die Versagenslasten sowie die Endsteifigkeiten wurden getrennt für ober- (in Tabelle 2-7: oben) und unterhalb (in Tabelle 2-7: unten) der Verbindung angegeben. Aus der Versagenslast und der Endsteifigkeit konnten das Moment und die Rotation im Versagensfall berechnet werden. Das Versagen trat in der Regel bei einem Moment von minimal 1,0 kNm in den Varianten *A2* sowie *B* und maximal 4,8 kNm in der Variante *C1* auf.

Tabelle 2-7: Versuchsergebnisse *Smith u.a.* [66] aus dem Jahr 1998

Variante	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	K_{Rahmen} [kN/m]
<i>A1 oben</i>	1,3	3,8	338	375
<i>A1 unten</i>		5,0	253	
<i>A2 oben</i>	1,0	2,7	377	366
<i>A2 unten</i>		3,6	279	
<i>B oben</i>	1,0	3,7	272	350
<i>B unten</i>		3,7	267	
<i>C1 oben</i>	4,8	9,5	506	417
<i>C1 unten</i>		14,9	322	
<i>C2 oben</i>	3,9	7,7	506	429
<i>C2 unten</i>		11,3	347	
<i>D oben</i>	3,1	5,9	528	420
<i>D unten</i>		8,7	358	

Die Rotation Versagensfall betrug minimal 2,7 mrad bei Variante *A2 oben* und maximal 14,9 mrad bei Variante *C1 unten*. Zusätzlich wurden die Rahmensteifigkeiten angegeben. Die Varianten *C* und *D* mit Hohlkastenprofilen wiesen mit ca. 417 kN/m bis 429 kN/m ähnliche und gleichzeitig die höchsten Rahmensteifigkeiten auf.

Für die Varianten *A* und *D* aus den statischen Versuchen von *Smith u.a.* [67] aus dem Jahr 1999 wurden jeweils 2 Versuche durchgeführt (vgl. Tabelle 2-8). Über die Anfangssteifigkeiten wurden keine Angaben gemacht. Die Versagenslast, das Moment und die Endsteifigkeit wurden getrennt für ober- und unterhalb der Verbindung angegeben. Aus dem Moment und der Endsteifigkeit konnte die Rotation im Versagensfall berechnet werden. Das Versagen trat in der Regel bei einem Moment von minimal 1,0 kNm bei Variante *A2* und maximal 6,2 kNm bei Variante *F* auf. Die Rotation beim Versagen betrug minimal 1,9 mrad bei Variante *E oben* und maximal 15,0 mrad bei Variante *D1 unten*. Es zeigt sich, dass die Verbindungsstrukturen mit den minimalen und maximalen Werten vollständig aus GFK bestehen.

Tabelle 2-8: Versuchsergebnisse *Smith u. a.* [67] aus dem Jahr 1999

Variante	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	K_{Rahmen} [kN/m]
<i>A1 oben</i>	1,3	3,8	340	380
<i>A1 unten</i>		5,2	250	
<i>A2 oben</i>	1,0	2,6	380	370
<i>A2 unten</i>		3,6	280	
<i>B oben</i>	1,4	4,4	320	400
<i>B unten</i>				
<i>C oben</i>	2,3	2,1	1100	460
<i>C unten</i>		4,7	490	
<i>D1 oben</i>	4,8	9,4	510	420
<i>D1 unten</i>		15,0	320	
<i>D2 oben</i>	3,9	7,6	510	430
<i>D2 unten</i>		11,1	350	
<i>E oben</i>	5,8	1,9	3100	550
<i>E unten</i>		7,4	780	
<i>F oben</i>	6,2	4,8	1300	500
<i>F unten</i>		10,3	600	
<i>G oben</i>	4,6	3,5	1300	590
<i>G unten</i>				

Lediglich die Variante *G* mit Stahlbauteilen weist mit 1300 kNm/rad die höchste Endsteifigkeit in der Verbindung für die untere Rotation auf. Mit den Verbindungen aus I-Profilen und Stahlbauteilen der Variante *C* können die höchsten Festigkeiten und Steifigkeiten erreicht werden. Es kann sogar eine höhere Steifigkeit als bei der Variante *D* mit K-Profilen erreicht werden. Zusätzlich sind die Rahmensteifigkeiten angegeben. Die Variante *G* weist mit 590 kN/m die höchste Rahmensteifigkeit auf.

Singamsethi u. a. [65] führten 2005 zyklische Versuche durch. Probe Nr. 5 versagte bei einer Zugbelastung von 17,8 kN. Infolge der Zugbelastung wurde die Verbindung oberhalb des Trägers zusammengedrückt (schließen) und unterhalb des Trägers auseinandergezogen (öffnen). Die Verbindungssteifigkeit des oberen Schließwinkels betrug 1250 kNm/rad und die des unteren Öffnungswinkels 570 kNm/rad (vgl. Tabelle 2-9). Die Rahmensteifigkeit betrug 525 kN/m. Die Versagenslast konnte bei Probe Nr. 6 auf 23,2 kN gesteigert werden. Auch hier versagte die Probe unter einer Zugbelastung, wobei die Steifigkeit der oberen Schließver-

bindung mit 1450 kNm/rad wieder größer war als die der unteren Öffnungsverbindung mit 580 kNm/rad. Die Rahmensteifigkeit betrug 560 kN/m.

Tabelle 2-9: Versuchsergebnisse *Singamsethi u.a.* [65] aus dem Jahr 2005

Variante	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	K_{Rahmen} [kN/m]
5 oben (schließen)	7,8	6,3	1250	525
5 unten (öffnen)		13,7	570	
6 oben (schließen)	10,2	7,0	1450	560
6 unten (öffnen)		17,6	580	

Neben *Singamsethi u.a.* führten auch *Carrion u.a.* [17] im Jahr 2005 zyklische Versuche durch (vgl. Tabelle 2-10). Allerdings nur für die Proben Nr. 1 - 7. Die Versuche für die Proben Nr. 8 - 12 wurden statisch durchgeführt. Die Probe Nr. 1 (Stahlträger, 9,55 mm) erreichte bei den tyklischen Versuchen die höchste Versagenslast von 25,0 kN unter Druckbeanspruchung. Die Muffe wurde für Probe Nr. 2 (Stahlträger, 9,55 mm) wiederverwendet, da keine Risse sichtbar waren. Die Versagenslast betrug jedoch nur 23,9 kN und der Versuch versagte unter Zugbeanspruchung.

Probekörper Nr. 5 (GFK-Träger, 9,55 mm) wies durch das manuelle Aufrauen eine deutlich niedrigere Versagenslast von 17,8 kN auf. Durch das maschinelle Aufrauen der Probe Nr. 6 (GFK-Träger, 9,55 mm) konnte die Versagenslast wieder auf 23,2 kN gesteigert werden. Die Proben Nr. 3 - 4 (Stahlträger, 6,35 mm) und die Probe Nr. 7 (GFK-Träger, 6,35 mm) wiesen relativ ähnliche Versagenslasten von ca. 20,8 bis 22,7 kN auf. Die Ergebnisse der Verbindungssteifigkeiten zeigten eine Abhängigkeit von der Wanddicke der Muffe, aber auch vom Trägermaterial. Die Probe Nr.1 (9,55 mm) wies bei einem Schließwinkel eine Verbindungssteifigkeit von 2783 kNm/rad und die Probe Nr. 6 (9,55 mm) von 1685 kNm/rad auf. Das gleiche gilt für die Öffnungswinkel und die dünneren Wanddicken der Muffe. Das Profilmaterial hat einen großen Einfluss auf die Rahmensteifigkeit. Bei den Versuchen der Proben Nr. 5 - 7 (GFK-Träger) lag die Rahmensteifigkeit mit ca. 600 kN/m deutlich geringer als bei den Proben Nr. 1 - 4 (Stahlträger) mit ca. 3000 kN/m. Die Ergebnisse können 1:1 auf die statischen Versuche übertragen werden. Anhand der vorliegenden Rahmensteifigkeiten ist das Material der Profile sofort erkennbar. Die Rahmensteifigkeiten der Stahlträger liegen im vierstelligen Bereich, die der GFK-Träger im dreistelligen Bereich. Die Probe Nr. 8 (Stahlträger, 6,35 mm) erreichte mit 27,4 kN unter Druckbeanspruchung sowohl bei den statischen Versuchen als auch in der Summe aller Versuche die höchste Versagenslast.

Im Vergleich zu den zyklischen Versuchen Proben Nr. 3 - 4 (Stahlträger, 6,35 mm) konnte die Last bei den statischen Versuchen Proben Nr. 8 - 9 (Stahlträger, 6,35

Tabelle 2-10: Versuchsergebnisse *Carrion u.a.* [17] aus dem Jahr 2005

Variante	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	K_{Rahmen} [kN/m]
1 oben (schließen)		4,0	2783	
1 unten (öffnen)	11,0	5,0	2190	3450
2 oben (öffnen)		-7,1	1484	
2 unten (schließen)	-10,5	-4,9	2165	3117
3 oben (schließen)				
3 unten (öffnen)	10,0	8,4	1183	2820
4 oben (öffnen)		-7,0	1311	
4 unten (schließen)	-9,2	-6,4	1424	2785
5 oben (schließen)		4,7	1665	
5 unten (öffnen)	7,8	11,6	673	576
6 oben (schließen)		6,1	1685	
6 unten (öffnen)	10,2	12,8	795	608
7 oben (schließen)		9,3	1057	
7 unten (öffnen)	9,9	17,6	560	601
8 oben (öffnen)		-7,5	1600	
8 unten (schließen)	-12,1	-7,8	1537	3047
9 oben (öffnen)		-6,6	1670	
9 unten (schließen)	-11,0	-6,2	1764	3152
10 oben (öffnen)		-13,1	678	
10 unten (schließen)	-8,9	-7,7	1160	608
11 oben (öffnen)		-7,5	877	
11 unten (schließen)	-6,6	-6,6	986	2329
12 oben (öffnen)		-13,7	343	
12 unten (schließen)	-4,7	-9,0	525	489

mm) um einige Kilonewton gesteigert werden. Auch die Rahmensteifigkeit und die Verbindungssteifigkeit war größer. Anders verhielt es sich bei Probekörper Nr. 10 (GFK-Träger, 6,35 mm). Die Versagenslast von 20,2 kN war in etwa identisch mit der Versagenslast von 22,4 kN der Probe Nr. 7. Gleiches zeigen die Ergebnisse für die Rahmensteifigkeit und die Verbindungssteifigkeit. Die Probe Nr. 11 (Stahlträger, 3,20 mm) wies unter Druckbeanspruchung eine Versagenslast von 14,9 kN und die Probe Nr. 12 (GFK-Träger, 3,20 mm) ebenfalls unter Druckbeanspruchung eine Versagenslast von 10,7 kN auf. Die Rahmen- und Verbindungssteifigkeiten sind bei der Probe Nr. 12 aufgrund des GFK-Materials erwartungsgemäß geringer.

Tabelle 2-11: Versuchsergebnisse von der Thüsen [74] aus dem Jahr 2016

Variante	K_{Rahmen} [kN/m]	F_a [kN]
a)	1800	17,2
b)	1300	10,5
c)	2200	12,4
d)	2500	20,5
e)	2100	21,0
f)	4500	14,0
Alu.-Ref.	9500	15,0
Alu.-Ref. o. Voute	3600	5,0

Von der Thüsen [74] führte 2016 einfache statische Druckversuche durch. Nur die Variante f) konnte mit 4500 kN/m die Anfangssteifigkeit der Aluminium-Referenzkonstruktion ohne Voute von 3600 kN/m erreichen (vgl. Tabelle 2-11). Dafür war die Kraft bei der ersten Nichtlinearität bei allen Varianten (a) bis f)) größer als bei der Aluminium-Referenzkonstruktion ohne Voute. Die Kraft bei der ersten Nichtlinearität der Aluminium-Referenzkonstruktion mit Voute konnte immerhin von den Varianten a), c) und d) erreicht werden.

Tabelle 2-12: Versuchsergebnisse Ascione u.a. [5] aus dem Jahr 2017

Variante	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]
BTCJ_fc	6,95	25,6	272
BTCJ_fcr	10,15	22,6	449
BTCJ_fcm	6,86	27,6	249
BTCJ_fcmr	9,00	24,8	363

Ascione u.a. [5] erreichten 2017 mit den statischen Versuchen für die Variante BTCJ_fc eine Versagenslast von 15,4 kN und eine Rotationssteifigkeit von 272 kNm/rad (vgl. Tabelle 2-12). Mit dem zusätzlichen Winkel und den Steifen der Variante BTCJ_fcr konnten die Werte erwartungsgemäß gesteigert werden. Gegenüber der vorigen Variante ohne Stützenverstärkung konnte die Versagenslast um 46 % auf 22,5 kN und die Rotationssteifigkeit um 65 % auf 449 kNm/rad gesteigert werden. Im Vergleich zur ersten Variante BTCJ_fc mit dem Anschluss am Stützenende zeigte sich, dass bei der Variante BTCJ_fcm nahezu die gleiche Versagenslast aufgebracht werden konnte, aber die Rotationssteifigkeit mit 249 kNm/rad geringer war. Die geringere Rotationssteifigkeit ist auf die mögliche Schubverformung der Stütze im Verbindungsbereich zurückzuführen. Gegenüber der Variante BTJC_fcm konnte die maximale Versagenslast um 31 % auf 20,0 kN und die Rotationssteifigkeit um 36 % auf 363 kNm/rad gesteigert werden. Gegenüber der Variante BTCJ_fcr mit dem Anschluss am Stützenende war die

Versagenslast bei der Variante *BTCJ_fcmr* um 11 % und die Rotationssteifigkeit um 19 % geringer.

Tabelle 2-13: Versuchsergebnisse
Martins u.a. [42]
aus dem Jahr 2017

Variante	K_a [kNm/rad]	K_{Rahmen} [kN/m]
<i>W1</i>	53,4 ± 8,6	142,5 ± 13,2
<i>F2</i>	89,7 ± 18,8	212,7 ± 60,1
<i>F4</i>	115,7	273,4
<i>F2S</i>	70,7 ± 9,6	198,5 ± 9,6

Martins u.a. [42] führten drei statische Versuche pro Serie durch (vgl. Tabelle 2-13). Die Versuchsreihe *Serie W1* zeigte bis kurz vor dem Versagen ein lineares Last-Verformungs-Verhalten bzw. ein lineares Momenten-Rotations-Verhalten. Das Versagen trat bei einer mittleren Last von 4,1 kN und einer Anfangssteifigkeit von 53,4 kNm/rad auf. Auch die Proben der Versuchsreihe

Serie F2 zeigten bis zu einer Last von ca. 4 kN ein lineares Verhalten. Ein Versagen trat bei einer mittleren Last von 6,3 kN und einer Anfangssteifigkeit von 89,7 kNm/rad auf. Die Versuchsreihe *Serie F4* zeigte von Anfang an ein lineares Verhalten. Mit dieser Versuchsreihe wurde die größte Anfangssteifigkeit von 115,7 kNm/rad erreicht werden. Die Versagenslast betrug 6,8 kN und lag damit unter den 8,7 kN der Versuchsreihe *Serie F2S*. Es zeigte sich, dass der große Randabstand zur höchsten Festigkeit führte. Allerdings hatte diese Versuchsreihe nur eine Anfangssteifigkeit von 70,7 kNm/rad und zeigte ab einer Last von ca. 5 kN ein nichtlineares Verhalten.

Tabelle 2-14: Versuchsergebnisse *Gehmert* [28] aus dem Jahr 2017

Variante	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{Max} [kNm/rad]	M_{1° [kNm]	K_{1° [kNm/rad]
<i>VR9 - GFS</i>	0,780	72,8	10,7	0,395	22,6
<i>VR9 - SBS</i>	0,819	67,7	12,1	0,434	24,9
<i>VR9 - BNM</i>	0,824	43,6	18,9	0,557	31,9
<i>VR9 - BNS</i>	0,951	42,4	22,4	0,718	41,1

Gehmert [28] hatte die Verformungen aus den statischen Versuchen am Knotenblechübergang zum Träger und an der Lasteinleitungsstelle gemessen. Es zeigte sich, dass die beiden Last-Verformungs-Kurven über einen Faktor eine lineare Abhängigkeit aufwiesen. Dies war auf die relativ kleinen Lasten und die weiche Verbindung zurückzuführen. Letztlich wurde deutlich, dass der Biegeanteil des Trägers nur einen minimalen Einfluss hatte. Die Momenten-Rotations-Beziehungen

wiesen für alle vier Verbindungsmittel ähnliche Verläufe auf. Die Verbindung mit hochfesten Strukturneten erreichte mit 22,4 kNm/rad die höchste Steifigkeit (vgl. Tabelle 2-14).

2.6 Zusammenfassung und Fazit

Die Entwicklung biegesteifer Eckverbindungen von GFK-I-Profilen dauert bereits mehrere Jahrzehnte an. Bisher kann nur von momententragfähigen, keinesfalls aber von biegesteifen Eckverbindungen gesprochen werden. Entscheidenden Einfluss auf die Verbindungssteifigkeit und -festigkeit haben die Fügebauteile ober- und unterhalb des Trägers sowie die Verbindung der Flansche des Trägers und der Stütze.

GFK-Winkel sind aufgrund der Hauptfaserrichtung nicht für die Fügebauteile geeignet. Soll das Verbindungsbauteil aus GFK bestehen, so ist es immer erforderlich, mehrere GFK-Bauteile zu einem Fügebauteil zusammenzufügen bzw. ein Fügebauteil aus Faser und Matrix herzustellen. *Bank u.a.* haben mit der Variante *Molded Multicell 8 Inch Connection* im Vergleich zu den Versuchen aus den Jahren 1990, 1994 und 1996 (vgl. Tabelle 2-2 auf S. 29, 2-3 auf S. 29 und 2-6 und 31) eine sehr feste Verbindung hergestellt. Allerdings war die Herstellung des Fügebauteils aufwendig. Daher wurde diese Variante selbst von *Bank u.a.* als nicht praxistauglich eingestuft [10]. Mit der Variante (iv) wurde von *Bank u.a.* die zweithöchste Endsteifigkeit und die höchste Anfangsfestigkeit erreicht. Aber auch diese Variante bestand aus 3 geklebten Bauteilen. *Mosallam* gelang es auch in der Variante (vii) mit einem speziell gefertigten Fügebauteil eine hohe Anfangssteifigkeit zu erreichen (vgl. Tabelle 2-4 auf S. 30). Allerdings nur durch den Einsatz von Klebstoff in den Kontaktflächen zu den Trägern. Die alleinige Verbindung der Trägerstege mit den Stützenstegen bzw. dem Stützenflansch ist nicht ausreichend. Dies zeigt ein Vergleich der Verbindungssteifigkeit bei 1° Verdrehung zwischen *Gehmert* mit *Bank u.a.*, *Mottram* und *Bass* sowie *Mosallam*. Es wurden unterschiedliche Querschnitte, Hersteller und Abmessungen verwendet (vgl. Tabelle 2-1 auf S. 10). Allerdings erzielte *Gehmert* mit den wie bereits erwähnten vorteilhafteren K-Profilen nur bei den Varianten (v) und (vi) von *Mosallam* annähernd gleiche Ergebnisse (vgl. Tabelle 2-14 auf S. 37 mit 2-4 auf S. 30). Ansonsten liegen die Steifigkeiten bei den Versuchen von *Gehmert* immer deutlich niedriger.

Der elastische Bereich von GFK-Verbindungen ist oft sehr gering. Die volle nichtlineare Kapazität kann nicht wiederhergestellt werden, da sie hauptsächlich auf Materialschädigung zurückzuführen ist, und sollte nicht für die Bemessung verwendet werden. Sie bietet jedoch eine beträchtliche Sicherheitsspanne und kann zur analy-

tischen Vorhersage der endgültigen Tragfähigkeit verwendet werden. Ein Versuch mit einer modifizierten Verbindung hat gezeigt, dass eine signifikante Verbesserung der Verbindungsfestigkeit durch geringfügige Änderungen an der Verbindung erreicht werden kann, sofern der Versagensmodus bekannt ist [8]. *Mosallam* gibt für seine geschraubte und geklebte Verbindung (*vii*) einen Sicherheitsfaktor von 4 an, oder bei einem Sicherheitsfaktor von 1 und voller Ausnutzung der Biegekapazität sollte eine halbstarre Analyse durchgeführt werden [48]. *Bank u.a.* sind ebenfalls der Meinung, dass eine Kombination von mechanischen Verbindungsmitteln und Klebstoffen empfohlen wird und dass zusätzlich immer eine halbstarre Analyse durchgeführt werden sollte [9]. Die Anfangssteifigkeit hängt im hohen Maße von der Qualität und Zuverlässigkeit des Klebstoffs ab. *Mosallam* empfiehlt daher, die Anwendung und Aushärtung durch eine Qualitätskontrolle sicherzustellen [48].

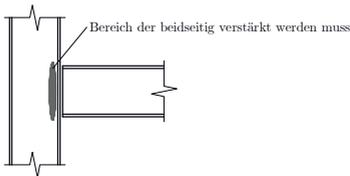


Bild 2-20: Stützenverstärkung von I-Profilen

Die Stütze aus I-Profilen ist im Verbindungsbereich zu verstärken (vgl. Bild 2-20). Ein Trennung von Stützensteg und Stützenflansch ist zu vermeiden. Dies kann durch eine Verbindung des trägerseitigen Stützenflansches mit dem Stützensteg oder durch eine Verbindung beider Stützenflansche erfolgen. Letzteres ist zu bevorzugen, weil zusätzlich der andere Flansch ohne Umweg über den Steg belastet wird und die Steifigkeit der Verbindung erhöht wird (vgl. Tabelle 2-12 auf S. 36). Dies setzt voraus, dass ein Versagen im Fügebauteil ober- und unterhalb des Trägers nicht maßgebend ist. Die Verstärkungsmaßnahme hat keinen Einfluss auf die Duktilität [66]. Die Verbindung der Stützenflansche kann durch eingeklebte Steifen und Winkel wie bei *Ascione u.a.* oder durch Durchbolzen erfolgen. Beim Durchbolzen sollten die Flansche mit Muttern geklemmt oder mit K-Profilen umhüllte Gewindestangen gestützt werden. Dadurch wird einer Flanschbiegung entgegengewirkt.

Die Verbindung des Trägers an den Stützensteg erzeugt in der Stütze eine Biegung um die schwache Achse und wurde von *Mottram und Bass* [52] untersucht. Auf Kosten der Duktilität kann eine hohe Endsteifigkeit erreicht werden (vgl. Tabelle 2-5 auf S. 30). Die Momenten-Rotations-Beziehung ist bis zum Versagen annähernd linear.

Die Versuche mit mechanischen Verbindungsmitteln von *Bank u.a.*, *Mosallam* und *Mottram und Bass* versagten nie schlagartig. Selbst die Versuche mit mechanischen Verbindungsmitteln und Klebstoff (*vii*) von *Mosallam* versagten nicht

plötzlich. Lediglich der Versuch (*iv*) von *Bank u.a.* versagte schlagartig in der Klebung des Verbindungsbauteils. Mechanische Verbindungsmittel können aus GFK oder Stahl bestehen. Bei einigen Versuchen wurde ein Abscheren und Biegen der GFK-Gewindestangen oder ein Durchstanzen aufgrund der quadratischen Form der Muttern beobachtet. Das Abscheren und Biegen trat unter anderem bei dem Versuch *Molded Multicell 8 Inch Connection* von *Bank u.a.* auf. Die Faserorientierung und die Geometrie des Fügebauteils ober- und unterhalb des Trägers wurden entsprechend optimiert, so dass das Fügebauteil nicht die maßgebliche Versagensursache war. Es zeigt sich also, dass in diesem Fall eine größere Anzahl von mechanischen Verbindungsmitteln oder ein anderes Material als GFK zielführender wäre. Dem Durchstanzproblem kann durch entsprechend dicke Unterlegscheiben oder Wanddicken entgegengewirkt werden. *Martins u.a.* fanden heraus, dass der Abstand zwischen Bolzen und Rand für den Versagensmodus entscheidend ist. Außerdem hat die Anzahl der Bolzen einen Einfluss auf die Steifigkeit. Jedoch nicht auf die Festigkeit. Mit dem Stecksystem von *Martins u.a.* können halb-steife oder nahezu gelenkige Anschlüsse hergestellt werden. Die I-Profile aus den Versuchen von *Bank u.a.* zeigten eine etwas höhere Biegesteifigkeit und eine fast doppelt so große Biegetragfähigkeit als die von *Ascione u.a.*. Dies ist vor allem auf die mehr als doppelt so breiten Flansche zurückzuführen (vgl. Tabelle 2-1 auf S. 10). Die geklebten Eckverbindungen von *Ascione u.a.* erreichen Festigkeiten und Steifigkeiten in der gleichen Größenordnung wie die geschraubte Eckverbindung mit GFK-Schrauben von *Bank u.a.* (vgl. Tabelle 2-2 auf S. 29 mit 2-12 auf S. 36). Aus statisch-konstruktiver Sicht ist daher eine geklebte Eckverbindung von I-Profilen einer geschraubten Eckverbindung von I-Profilen gleichzusetzen. Eine geklebte Verbindung darf nicht in der Klebefuge versagen, da dies schlagartig geschieht. Das Versagen sollte in den Trägern erfolgen. Daher sollten geklebte Flächen immer zusätzlich durch mechanische Verbindungsmittel gesichert werden. Als mechanische Verbindungsmittel kommen neben Bolzen/Gewindestangen und Muttern auch Selbstbohrschrauben, gewindefurchende Schrauben, Mehrbereichsblindniete und hochfeste Strukturniete in Frage. Diese kleinteiligen Stahlbau-Verbindungsmittel wurden von *Gehmert* auf ihr Tragverhalten im Bereich von GFK-Bauteilen untersucht. Generell lässt sich festhalten, dass mit Nieten im Vergleich zu Schrauben eine höhere Festigkeit und Steifigkeit erreicht werden kann. Niete haben den Nachteil, dass sie vorgebohrt werden müssen. Es wird daher empfohlen, weitere Untersuchungen zu Selbstbohrschrauben und hochfesten Strukturnieten durchzuführen.

Die untersuchten Verbindungen mit K-Profilen sind steifer und tragfähiger als die untersuchten Verbindungen mit I-Profilen. Die Verbesserung gegenüber den I-Trägern ist auf die Geometrie zurückzuführen. Anstelle von Winkeln können seitliche Platten verwendet werden. Die Kräfte können direkter fließen und die Fasern liegen in Kraftrichtung (Zug). Das Versagen in der Seitenwand des Trä-

gers bei Variante *C* von *Smith u.a.* resultiert aus den dünnen Wanddicken und der einachsigen Verstärkung in diesem Bereich [66]. Auch hier zeigt sich, wie entscheidend die Wanddicken sind. Dies wird im direkten Vergleich von *Smith u.a.* [66, 67] deutlich (vgl. Tabelle 2-7 auf S. 32 und Tabelle 2-8 auf S. 33).

Die Versuchsergebnisse von *Smith u.a.* zeigen, dass eine monolithische Muffe für K-Profile geeignet sein könnte. Insbesondere die Variante *F* kommt der monolithischen Muffe am nächsten. Daher untersuchten *Singamsethi u.a.* und *Carrion u.a.* eine geschlossene Muffe, allerdings unter zyklischer Beanspruchung. Es wurden die gleichen Querschnittsabmessungen, Hersteller und Versuchsaufbauten verwendet (vgl. Tabelle 2-1 auf S. 10). Im Vergleich zur Variante *F* von *Smith u.a.* konnten *Singamsethi u.a.* annähernd gleiche Steifigkeiten und höhere Festigkeiten erreichen. Dagegen erreichten *Carrion u.a.* mit den Stahlträgern durchweg bessere Steifigkeiten und Festigkeiten. Die Rahmensteifigkeit lag bei den GFK-Profilen immer im 3-stelligen und bei den Stahl-Profilen im 4-stelligen Bereich (vgl. Tabelle 2-10 auf S. 35). Anders verhielt es sich bei den GFK-Trägern. Steifigkeit und Festigkeit waren abhängig von der Muffendicke. Für die Muffendicken 6,35 mm und 9,55 mm konnten die Festigkeit und die Rahmensteifigkeit gesteigert werden. Die Verbindungssteifigkeit konnte nur mit den dicken (9,55 mm) Muffen gesteigert werden. Die dünnen Muffen (3,20 mm) erreichten durchweg niedrigere Werte. Für die Variante *F* wurden 6,35 mm dicke Fügebauteile verwendet. Es bleibt festzuhalten, dass mit K-Profilen grundsätzlich höhere Steifigkeiten und Festigkeiten erzielt werden können und die Dicke der Verbindungsbauteile mindestens der Profildicke entsprechen sollte. *Von der Thüsen* bestätigte das Ergebnis von *Smith u.a.*, dass Eckverbindungen von K-Profilen mit einer K-Profil-Muffe derzeit die effektivste Lösung darstellen. Das beste Verhältnis zwischen Steifigkeit und Festigkeit wurde mit der *Gewickelten Einfassung* und der *Halbschalen-Einfassung* erreicht.

Die GFK-Muffe ist herstellungsbedingt nicht praxistauglich. Die GFK-Muffen wurden aufwendig im Vakuum-Harzinjektionsverfahren als Einzelteile hergestellt und mit den Balken verklebt. Im Labor erscheint dies unproblematisch, weil staubfrei gearbeitet werden kann und die Temperatur bei der Herstellung beeinflussbar ist. Des Weiteren haben *Carrion u.a.* mit den Varianten 5 und 6 gezeigt, dass ein maschinelles Aufrauen der Oberflächen erforderlich ist und die Rahmenbedingungen für die Herstellung weiter einschränkt.

Ascione u.a. stellten fest, dass der Stützenüberstand einen Einfluss auf die Verbindungstragfähigkeit und -steifigkeit hat. In den Versuchen waren die Steifigkeit und die Tragfähigkeit der Verbindungen mit Stützenüberstand niedriger. Dieser Effekt hängt mit dem kürzeren Abstand zwischen der Einspannstelle und der Trägerbefestigung zusammen. Bei einem kürzeren Abstand verformt sich die Stütze bei gleicher Belastung weniger. Dies führt zu einer steiferen Verbindung und es

treten früher Schubverformungen in der Verbindung auf. Diese Verformungen sind größer als es bei einem größeren Abstand der Einspannstelle von der Trägerbefestigung. Demnach sollte der Einfluss des Stützenüberstands bei gleichem Abstand zwischen Einspannstelle und Trägerbefestigung untersucht werden.

In der Literatur werden fünf Versuchsaufbauten mit unterschiedlichen Schnittgrößenverläufen verwendet. Eine Normalkraft im Riegel, wie bei der um 45° geneigten Stütze (1. Versuchsaufbau), wirkt sich positiv auf die Ergebnisse aus. Es ist zu beachten, dass bei einem System ohne Normalkraft diese Verbindung höchstwahrscheinlich bei einer niedrigeren Last versagen würde. Bei einer gelenkigen Lagerung mittels Stahlrundstab sollten die Profile im Bereich der Lagerung durch einen inneren Holzklötzchen verstärkt werden. Der Bereich der Lasteinleitung ist durch eine Stahlplatte gegen örtliches Versagen zu schützen. Die Rotation ist auf beiden Seiten der Verbindung zu messen.

Aus den Forschungsergebnissen lassen sich weitere Forschungsansätze ableiten. Zum einen stellen die Fügebauteile häufig eine wesentliche Schwachstelle in den Verbindungen dar. Daher wurden diese in der Literatur bereits durch spezielle Konstruktionen (z.B. Muffe) oder durch den Einsatz von Stahl optimiert. Die Forschung zu Fügebauteilen aus Stahl ist derzeit noch sehr begrenzt. Des Weiteren wurden hauptsächlich T-förmige Verbindungen untersucht. Als Verbindungsmittel wurden in der Regel Stahlbauschrauben verwendet. Die Einteilung der Eckverbindungen in biegesteife, momententragfähige oder gelenkige Verbindungen und die Bemessungsansätze werden in den genannten Forschungsberichten nur selten behandelt. Daher kann es für die Einordnung hilfreich sein, die Fügebauteile in Stahl auszuführen und ein Versagen in diesen von vornherein auszuschließen. Die folgende Aufzählung stellt weitere Forschungsmöglichkeiten als Ableitung aus diesem Kapitel dar:

- Fügebauteile aus Stahl
- L-Verbindungen
- Selbstbohrschrauben oder andere Verbindungsmittel aus dem Stahlleichtbau
- Einordnung der Verbindungssteifigkeit
- Entwicklung von Bemessungsansätzen

3 Entwicklung der Konstruktionsvarianten

3.1 Einleitung

Das Kapitel 2 hat gezeigt, dass die Entwicklung von momententragfähigen Konstruktionsvarianten von pultrudierten GFK-Profilen bereits seit mehreren Jahrzehnten geforscht wird. Dies deutet auf die Komplexität derartiger Verbindungen hin. Bedingt durch die anisotrope Materialstruktur des GFK ist die Umlenkung des Kraftflusses im Eckbereich problematisch. Für die Entwicklung von Konstruktionsvarianten wurden Doppel-T-Querschnitte (I-Profile), Hohlkastenquerschnitte (K-Profile) und U-Querschnitte (U-Profile) für die Stützen und Riegel betrachtet. Diese Profile weisen im Vergleich zu Flach-, Rohr- oder Winkelprofilen günstigere Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften unter mehrachsiger Beanspruchung auf. Außerdem stellen I-, K- und U-Profile den einfachsten Fall für Verbindungen mit unterschiedlichen Schnittgrößen und geometrischen Anschlussmöglichkeiten dar. Daher entsprechen diese Profile dem Stand der Technik für Konstruktionen mit momententragfähigen Anschlüssen. In Kapitel 3.2 wird auf das Material und die Profile näher eingegangen.

Darüber hinaus ist eine Diskussion über die Verbindungsmittel notwendig. Die Verbindungsmittel führen zu deutlichen Unterschieden in der Anwendung bzw. beeinflussen das Tragverhalten durch Schwächung der GFK-Querschnitte erheblich. Als Verbindungsmittel kommen stoffschlüssige oder mechanische Verbindungsmittel in Frage. Die stoffschlüssigen Verbindungsmittel zählen zu den nicht lösbaren Verbindungsmitteln und sind aus statisch-konstruktiver Sicht besser geeignet als die mechanischen Verbindungsmittel, die zu den lösbaren Verbindungsmitteln zählen. Die mechanischen Verbindungsmittel haben jedoch deutliche Vorteile bei der Herstellung der Konstruktionen. Sie werden daher in den Kapiteln 3.5.1 und 3.5.2 behandelt.

Neben den Verbindungsmitteln haben die Fügebauteile einen mindestens ebenso großen Einfluss auf das Tragverhalten bzw. die Umsetzbarkeit. Daher werden Material und Anordnung der Fügebauteile in Kapitel 3.5.3 diskutiert.

Für die Klassifizierung von Verbindungen mit GFK-Bauteilen gibt es im Gegensatz zum Stahlbau derzeit keine Ansätze. Als Näherung werden daher die Ansätze aus dem Stahlbau verwendet. In Kapitel 3.5.4 werden mögliche Ansätze für Eckverbindungen in Anlehnung an den Stahlbau erläutert.

In Kapitel 3.6 werden die Konzeptstudien zu den Eckverbindungen vorgestellt. Weitere Konzeptstudien finden sich in Anhang A.1. Da sich die Konzeptstudien

ausschließlich auf Stahl-GFK-Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln beziehen, wurden Scher-Lochleibungs-Verbindungen aus Stahlblechen und GFK-Platten hinsichtlich ihres Tragverhaltens experimentell untersucht. Die Durchführung und die Ergebnisse sind in Kapitel 3.7 dargestellt.

Das Kapitel 3.8 Abmessungen und Tragfähigkeitsannahmen der Konstruktionsvarianten enthält die Bezeichnungsschlüssel der einzelnen Varianten, die Anordnung der Verbindungsmittel, die Ermittlung der Blechdicken sowie eine Abschätzung der Momentenragfähigkeit der Eckverbindungen.

Im abschließenden Kapitel 3.8.6 wird das Gewicht der Fügebauteile und Schrauben aus Stahl an der Gesamtkonstruktion betrachtet.

3.2 Faser-Kunststoff-Verbundwerkstoff

3.2.1 Glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK)

GFK gehört zur Gruppe der FKV und damit auch zu den Leichtbauwerkstoffen. FKV bestehen aus einer formgebenden Matrix¹, den darin eingebetteten Fasern sowie den Additiven². Die Matrix hat im Vergleich zu den Fasern nur eine geringe Zugfestigkeit, aber eine sehr gute stabilisierende Wirkung auf die Fasern. Die Faserrichtung kann je nach Beanspruchung eingestellt werden. Dadurch ergeben sich richtungsabhängige Festigkeiten und Steifigkeiten, d.h. das Material ist anisotrop. Dies macht Gebrauchstauglichkeits- wie Tragfähigkeitsnachweise komplex. Je nach Form, Faserrichtung, Faseranordnung oder Produktionsmenge eignen sich unterschiedlichste Herstellungsverfahren wie Handlaminieren/Faserspritzen, Nasspressen, Wickelverfahren, Pultrusionsverfahren, uvm. Im Bauwesen werden im Pultrusionsverfahren hergestellte Halbzeuge mit in der Regel in zwei Richtungen rechtwinklig zueinander schichtweise angeordneten Fasern eingesetzt, so dass der Mehrschichtverbund³ eine orthogonale Anisotropie⁴ aufweist.

3.2.2 Verstärkungsfasern

Die üblichen Faserverstärkungen für FKV bestehen aus Kohlestoff-, Aramid- oder Glasfasern.

Kohlenstofffasern zeichnen sich durch eine hohe Steifigkeit, aber auch durch einen hohen Preis aus. So gibt die *AVK - Industrievereinigung verstärkte Kunststoffe*

¹Die Matrix ist der Kunststoff und bildet die Bettungsmasse für die Fasern.

²Additive sind Zusatzstoffe oder Hilfsstoffe.

³Umgangssprachlich auch Laminat genannt.

⁴Anisotropie wird auch Orthotropie genannt, d.h. "Normalspannungen und Schiebungen sowie Schubspannungen und Dehnungen sind infolge der Symmetrien vollständig entkoppelt"[63].

e. V. in ihrem Handbuch ca. 18 €/kg an [6]. Aus diesem Grunde werden Kohlenstofffasern im Bauwesen eher selten eingesetzt. Eine mögliche Anwendung ist z.B. die Verstärkung von "[...] Betonträgern auf der Zugseite durch aufgeklebte, dünne Lamellen aus Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbund (CFK) [...]"[63]. Typische Anwendungsfelder außerhalb des Bauwesens sind der Sportfahrzeugbau, der Flugzeugbau, Druckbehälter, Hochleistungssportartikel, Raumfahrtkomponenten und der Satellitenbau [44]. Trotz dieser Vielzahl an Anwendungsfeldern lag der weltweite Bedarf an CFK im Jahr 2018 bei geschätzten 128.000 Tonnen im Vergleich zu 1,141 Millionen Tonnen GFK [76]. Kohlenstofffasern werden mit unterschiedlichen Eigenschaften im Wesentlichen unter den Bezeichnungen HT-Faser (High Tenacity (hochfest), Standardtyp), ST-Faser (Super Tenacity, höhere Festigkeit als HT), IM-Faser (Intermediate Modulus, höherer Modul als HT), HM-Faser (High Modulus (Hochmodulfaser)) oder UHM-Faser (Ultra High Modulus) angeboten.

Den Vorteilen der Aramidfasern, wie hohe Zugfestigkeit und -steifigkeit, hohe Bruchdehnung und geringere Dichte als Glas- und Kohlenstofffasern, um nur die wichtigsten zu nennen, stehen eine Reihe von Nachteilen gegenüber. Aramidfasern können sehr viel Wasser aufnehmen (bis zu 7 Gew.-% [53]), sind empfindlich gegenüber UV-Strahlung, haben durch die hohe Wasseraufnahmefähigkeit eine geringe Verträglichkeit mit typischen Matrixharzen, die Festigkeit ist stark temperaturabhängig und die hohe Zähigkeit macht die Verarbeitung nur mit teuren Spezialwerkzeugen möglich. Preislich liegen die Aramidfasern zwischen den Glasfasern und den Kohlenstofffasern [63]. Aramidfasern werden aufgrund ihres hohen Energieabsorptionsvermögens für Schutzkleidung, Reifen oder Transportbänder eingesetzt [53]. Es wird im Wesentlichen zwischen dem Standardtyp mit hoher Zähigkeit und dem Hochmodultyp mit hoher Steifigkeit unterschieden.

Glasfasern haben eine geringe Dichte, eine hohe Festigkeit und einen niedrigen Preis [6, 63, 53, 44]. Sie besitzen noch eine ganze Reihe weiterer vorteilhafter Eigenschaften wie z.B. eine sehr hohe Druckfestigkeit in Längs und Querrichtung, eine hohe Bruchdehnung, eine gute Drapierbarkeit, elektrische und thermische Isolationsfähigkeit, eine sehr geringe Feuchtigkeitsaufnahme sowie eine gute chemische und mikrobiologische Widerstandsfähigkeit [63]. Je nach Einsatzzweck variieren die erforderlichen Eigenschaften der Glasfasern. Zu diesem Zweck gibt es eine Vielzahl unterschiedlicher Glasfasern. "Das E-Glas mit weniger als 2 Ma.-% Alkalioxide (R₂O) und einer Leitfähigkeit von weniger als 100 μS/cm wurde ursprünglich für Elektroisolationzwecke entwickelt."[70]. Für Halbzeuge im Bauwesen wird heute standardmäßig E-Glas (E=Electrical) verwendet. Für höhere Anforderungen an Steifigkeit und Festigkeit eignen sich S- oder R-Glas (S=Strength, R=Resistance) oder für chemische Beständigkeit C-Glas (C=Chemical), um nur eine Auswahl möglicher Glasarten zu nennen. Für unidirektionale Schichten (UD-

Schichten) werden Faserbündel, so genannte *Rovings*, verwendet. Zur Verbesserung der Lochleibungstragfähigkeit und des Ausreißwiderstandes werden häufig zumindest auf den Außenseiten der Profile Matten oder Gewebe angeordnet.

Tabelle 3-1: Eigenschaftsvergleich verschiedener Fasertypen [63]

	E-Glas	HT-Faser	Aramid hochzäh
$E_{längs}$ [N/mm ²]	73000	230000	67000
f_f [N/mm ²]	2400	3430	2800
ρ [g/cm ³]	2,54	1,74	1,44

In Tabelle 3-1 sind die wichtigsten Materialeigenschaften der drei Standardfaserarten aufgeführt. Es ist zu beachten, dass in anderen Quellen abweichende Werte angegeben sein können. So gibt z.B. der AVK die Glaszugfestigkeit für Filamente, die nicht imprägniert sind, mit 3400 N/mm² und für Fäden, als imprägnierten Formstoff, mit 2400 N/mm² für E-Glas an [6]. Der Verarbeitungszustand der Glasfaser ist also entscheidend für die Zugfestigkeit. Diese Angabe fehlt häufig in der Literatur. *Ehrenstein* gibt für E-Glas eine Glaszugfestigkeit von 3400 N/mm² an mit dem Hinweis, dass bei der Halbzeugbearbeitung eine Verminderung um bis zu 50 % möglich ist [24]. Bereits 1920 stellte *Griffith* fest, dass höhere Glasfaserfestigkeiten mit kleineren Durchmessern erreicht werden [29]. Festigkeitsmindernde Fehlstellen treten demnach in einem größeren Werkstoff wesentlich häufiger auf als in einem kleineren. *Teschner* gibt daher sinnvollerweise die Eigenschaftswerte für einen expliziten Faserdurchmesser von 0,014 mm an. Die Zugfestigkeit beträgt demnach für E-Glas 2200 N/mm² [70]. Anders verhält es sich mit dem E-Modul. Die AVK gibt für E-Glas trotz der Differenzierung der Zugfestigkeit nur einen E-Modul von 73000 N/mm² an [6]. In [12] wird ein E-Modul von 70000 N/mm² und in [53] bzw. [70] von 80000 N/mm² angegeben. Ähnliche Abweichungen sind in der Literatur bei den Angaben für Kohlenstofffasern und Aramidfasern zu beobachten. Es wird daher an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Eigenschaften aus der Literatur kritisch zu hinterfragen sind und im Zweifelsfall die Eigenschaften durch eigene Versuche ermittelt werden sollten.

Die in dieser Arbeit verwendeten Halbzeuge bestehen, wie in Bild 3-1 dargestellt, aus Glasfasern. Diese Glasfasern werden als Endlosfilamente⁵ zu Rovings weiterverarbeitet, d.h. die Filamente werden parallel gebündelt [24]. Generell wird zwischen Direktrovings und Assemblierte Rovings unterschieden. Für Halbzeuge sind nur die Direktrovings geeignet, da nur die Direktrovings über den Querschnitt gleichmäßige Eigenschaften aufweisen [19]. Dieser Vorteil hängt mit dem

⁵endlos lange Einzelfasern

Herstellungsverfahren der Direktrovings zusammen. Die Endlosfilamente werden in der benötigten Anzahl in einem Arbeitsgang zu einem Roving verklebt. Dadurch sind die Filamente gleich lang und bei Belastung tritt in allen Filamenten die gleiche Spannung auf. Dies ist bei Assemblierten Rovings nicht der Fall, weil durch einen Zwischenschritt im Herstellungsprozess die Filamente minimale Längenunterschiede aufweisen können [63].



Bild 3-1: Anfang bzw. Ende eines Glasfaserhalbzeugs - a) Gesamtansicht, b) Vlies und Endlosmatte angehoben und c) zusätzlich UD-Fasern (Rowings) und unidirektionales Gelege angehoben

Neben Rovings werden für Halbzeuge auch Schnitt- oder Endlosmatten verwendet. Schnittmatten bestehen aus regellos liegenden Spinnfäden einer bestimmten Länge. Endlosmatten, wie in Bild 3-1 dargestellt, bestehen aus endlosen, ebenfalls regellos liegenden Spinnfäden. Für eine bessere Oberflächenstruktur werden Vliese eingesetzt. Diese sind den Matten ähnlich, aber wesentlich feiner strukturiert.

Aus Rovings werden auch Gewebe mit zwei senkrecht zueinander stehenden Faserrichtungen hergestellt. Die Faserrichtungen werden als Kette und Schuss bezeichnet. Diese können unterschiedliche Faseranteile aufweisen und es gibt verschiedene Bindungsarten wie Leinwandbindung, Köperbindung, Satinbindung oder gelegeähnlich Bindung [19]. Letztere weist nur einen sehr geringen Faseranteil in Schussrichtung auf, aber im Gegensatz zum Gelege kreuzen sich Kette und Schuss, d.h. die Fasern sind gewellt. Beim Gelege sind die Fasern nicht gewellt oder gewebt, sondern auf einem Trägermaterial fixiert oder durch Schussfäden auf Abstand gehalten. In einer Ebene weisen die Fasern immer die gleiche Richtung auf. Neben den in Bild 3-1 dargestellten UD-Gelegen werden auch Multiaxialgelege eingesetzt.

3.2.3 Kunststoff (Matrix)

Die Matrix schützt die Fasern vor Umwelteinflüssen, fixiert die Fasern in der gewünschten Position, verklebt die einzelnen Schichten miteinander und gibt dem Bauteil seine Form. Zusätzlich werden die Fasern unterstützt, so dass sie Druck- und Zugkräfte aufnehmen können. Äußere Belastungen, die auf das Bauteil einwirken, werden über die Matrix in die Fasern eingeleitet. Daher ist unter anderem der Übergang zwischen Faser und Matrix entscheidend. Dazu gehört auch, dass Faser und Matrix ineinander nicht löslich sind. Um eine bessere Haftung zu erreichen, werden die Fasern mit einer Schlichte behandelt.

Die Matrix ist entscheidend für alle Materialeigenschaften eines Mehrschichtverbundes. Dazu gehört unter anderem die Dichte, die Steifigkeitseigenschaften, die Festigkeitseigenschaften, die Schlagzähigkeit, die chemischen, thermischen und elektrischen Eigenschaften sowie das Brandverhalten. Als Matrix werden Thermoplaste, Elastomere oder Duroplaste verwendet.

Bei Raumtemperatur sind Thermoplaste weich bis hart oder sogar spröde. Die Moleküle der Thermoplaste sind nicht vernetzt. Dadurch ist eine plastische Verformung unter hohen Temperaturen und unter Druck möglich. Bei hohen Temperaturen sind Thermoplaste sogar schmelzbar. Dieser Vorgang ist reversibel und kann beliebig oft wiederholt werden. Thermoplaste sind daher recyclingfähig und schweißbar. Bei FKV ist zu beachten, dass Thermoplaste löslich sind. Die gebräuchlichsten Thermoplaste sind Polypropylen (PP), die gesättigten Polyester Polybutylenterephthalat (PBT) und Polyethylenterephthalat (PET) sowie Polyamide (PA) [63].

Die Molekülketten von Elastomeren sind durch Vulkanisation schwach vernetzt. Dadurch sind sie bei Raumtemperatur weich und elastisch. Elastomere sind nicht schmelzbar und daher nicht schweißbar. Sie sind auch nicht löslich, aber quellfähig. Für druckbelastete Halbzeuge sind Elastomere nicht geeignet, weil die Fasern bei faserparalleler Druckbelastung nicht ausreichend unterstützt werden. Dies gilt auch für Biegebalken, da immer irgendwo eine Druckzone vorhanden ist. Eine Ausnahme bilden rein auf Zug beanspruchte Halbzeuge.

Duroplaste sind die am häufigsten verwendeten Matrixsysteme in der Faserverbundtechnik [63]. Sie bestehen aus Harz und Härter. Durch die Reaktion der beiden Stoffe entstehen stark vernetzte Molekülketten. Die Aushärtung kann vor allem durch hohe Temperaturen beschleunigt werden. Duroplaste sind nicht schmelzbar und daher auch nicht schweißbar. Sie sind auch nicht löslich und nur schwach quellbar. Bei höheren Temperaturen nehmen Steifigkeit und die Beanspruchbarkeit zu. Die Risszähigkeit des sonst spröden Materials kann u.a. durch Zugabe von Additiven wie Kautschuk oder thermoplastischen Partikeln erhöht werden. Das Recycling von nicht schmelzbarem Material befindet sich noch in der Entwicklung.

Eine Möglichkeit bietet die Firma *neocomp GmbH* aus *Bremen* für Harz-Glasfaser-Verbunde durch Zerkleinerung und Zerfaserung der Abfälle und Abgabe an ein Zementwerk. Dort dient das Harz zusammen mit den Papierresten als Brennstoff und die Glasfasern dienen als SiO_2 - und Al_2O_3 -Quelle für den Zement [16]. Eine weitere Möglichkeit wird in einem Forschungsprojekt der *iwas-concepts AG* und der *Fachhochschule Nordwestschweiz FHNW Hochschule für Technik* durch die mechanische Zerkleinerung und Überführung in ein Granulat als Ausgangsmaterial für neue Produkte aufgezeigt [73]. Die gebräuchlichsten Duroplaste sind Epoxidharz (EP)-Harze, ungesättigte Polyesterharze (UP)-Harze und Vinylesterharze (VE)-Harze.

Epoxidharz ist im Vergleich zu Vinylesterharz und ungesättigtem Polyesterharz sehr teuer und wird daher im Bauwesen nur für hochbeanspruchte Konstruktionen eingesetzt.

Vinylesterharze weisen eine deutlich höhere Schlagzähigkeit und höhere Ermüdungsfestigkeit als ungesättigte Polyesterharze auf. Außerdem sind sie kostengünstiger als Epoxidharze und besitzen eine ausgezeichnete chemische Beständigkeit.

Das sehr preisgünstige ungesättigte Polyesterharz (UP) mit guter chemischer Beständigkeit und gut einstellbarer Verarbeitungs- und Aushärtezeit wird in der Faserverbundtechnik am häufigsten eingesetzt [63]. Die Aushärtungsschrumpfung ist im Vergleich zu den anderen beiden am größten. Sie birgt die Gefahr, dass sich die Bindung zwischen Fasern und Matrix löst. Dadurch kann die Festigkeit des Verbundes deutlich abnehmen. Durch Füllstoffe und thermoplastische Partikel kann die Schrumpfung minimiert werden.

Duroplaste werden am häufigsten für Halbzeuge verwendet. Zum Vergleich und besseren Verständnis ist in Tabelle 3-2 auch der Thermoplast PP aufgeführt.

Tabelle 3-2: Eigenschaftsvergleich verschiedener Matrixtypen [63]

	PP	UP-Harz Orthophthalsäure hochreaktiv	VE-Harz mittelreaktiv	EP-Harz Warmhärter Wickelharz
E [N/mm ²]	1600	4800	4000	3400
f_m [N/mm ²]	35	60	83	90
ρ [g/cm ³]	0,91	1,22	1,14	1,2
ϵ [-]	8	0,02	0,06	0,05
t_g [°C]	10	125	130	140

3.2.4 Füllstoffe

Wie bereits erwähnt, können die Eigenschaften der Matrix durch Füllstoffe eingestellt werden. Beispielsweise können die Oberflächenhärte, Festigkeit, Steifigkeit oder UV-Stabilität verändert werden. Darüber hinaus können Füllstoffe die Kosten eines teuren Kunststoffs reduzieren oder das Material einfärben.

3.3 pultrudierte Konstruktionsprofile

Pultrudierte Konstruktionsprofile weisen ähnliche Querschnittsformen wie im Stahlbau auf. Standardmäßig werden von den Herstellern Winkel, Vierkantrohre, U-Profile, I-Profile, Rundrohre und T-Profile angeboten. Aufgrund ihres inhomogenen Querschnittsaufbaus werden sie im Gegensatz zum Stahlbau nicht im Walzverfahren, sondern im Pultrusionsverfahren hergestellt.

Bild 3-2 zeigt beispielhaft den Querschnittsaufbau eines Mehrschichtverbundes bestehend aus einer UD-Schicht und einer oberen und unteren Deckschicht. Die X-Achse stellt immer die Pultrusionsrichtung, d.h. die Haupttragrichtung dar. Die Deckschichten bestehen aus Vliesen mit darunter angeordneten Matten, Gelegen oder Geweben, d.h. mit Fasern in mindestens 2-Richtungen.

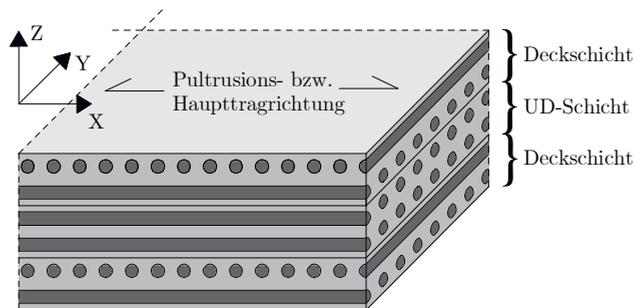


Bild 3-2: Beispielhafter Querschnittsaufbau eines Mehrschichtverbundes

Faser-Kunststoff-Verbundwerkstoffe weisen aufgrund des Faseraufbaus im weitesten Sinne ein anisotropes Tragverhalten auf. Die Haupttragrichtung von Profilen entspricht immer der Faserrichtung der UD-Schichten. Faser-Kunststoff-Verbundplatten haben in der Regel zwei gleichwertige Richtungen, da nur Matten und Gewebe verwendet werden.

Im Pultrusionsverfahren werden Konstruktionsprofile mit konstantem Querschnitt

serienmäßig hergestellt. Fasern und Matrix werden im gewünschten Verhältnis miteinander kombiniert, d.h. die Fasern werden durch ein Harzbad oder eine Injektionsbox gezogen. Anschließend wird der Strang in einem formgebenden Werkzeug durch Wärme - je nach Material liegt die Temperatur zwischen 100 und 200°C [69] - in Form gebracht, wodurch der Verbund aushärtet. Danach kühlt das Profil über eine kontinuierliche Ziehvorrichtung an der Umgebungsluft oder in Kühlprofilen ab. Abschließend werden die Profile auf Länge geschnitten.

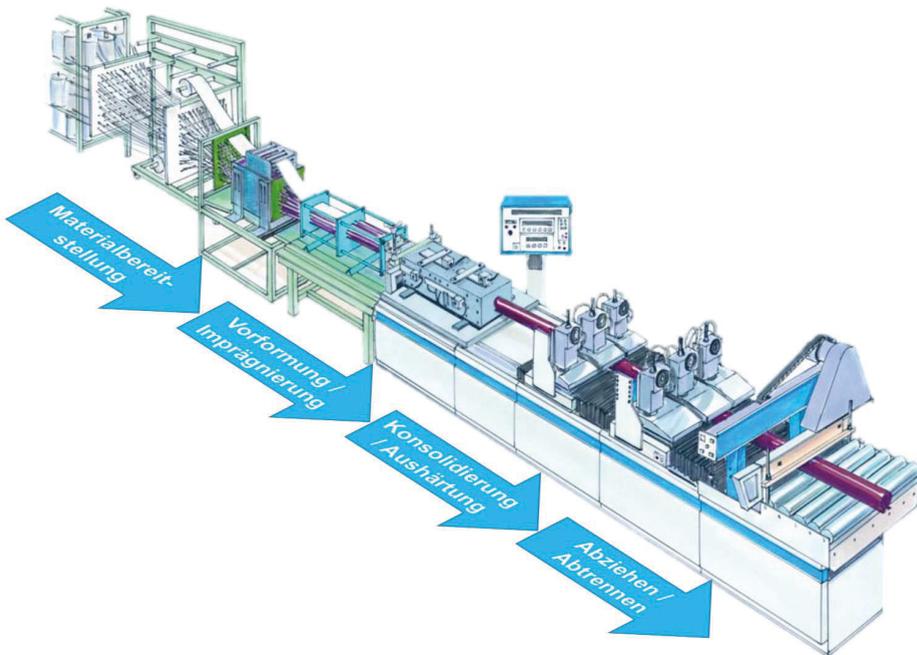


Bild 3-3: Schematische Darstellung einer Pultrusionsanlage nach [39]

Der Schichtaufbau und das Verhältnis von Matrix, Fasern und Füllstoffen sind nicht genormt und werden von jedem Hersteller unterschiedlich festgelegt. Daher gibt es keine einheitlichen Materialkennwerte. Diese müssen beim Hersteller erfragt oder durch Versuche ermittelt werden. Aufgrund der Inhomogenität des Materials gibt es im Vergleich zu einem homogenen Material wie im Stahlbau eine Vielzahl von Materialkennwerten, die zum Teil durch aufwendige Versuche ermittelt werden müssen.

3.4 Mechanische Grundlagen

3.4.1 Allgemeines

Die Ermittlung der Schädigung eines inhomogenen Materials ist ein komplexes Unterfangen. Es gibt mehrere Versagensmodelle, die die Schädigungssituation auf unterschiedliche Weise erfassen. Zum Verständnis der Versagensmodelle sind einige Begriffe erforderlich, die zunächst kurz beschrieben werden. Auf eine detaillierte Erläuterung der Begriffe wird an dieser Stelle verzichtet. Hierzu gibt es in der Literatur sehr präzise ausgearbeitete Beschreibungen, z.B. [57], [63] oder [37].

Die Berechnung bzw. numerische Simulation von Faser-Kunststoff-Verbunden ist komplex. Im Gegensatz zu isotropen Werkstoffen müssen die erforderlichen Materialeigenschaften von Faser-Kunststoff-Verbunden in Abhängigkeit vom Laminataufbau, der Faseranzahl, der Faseranordnung und der Faserorientierung, vorab ermittelt werden.

Die Tragfähigkeit eines Mehrschichtverbundes, auch Laminat genannt, wird nach der klassischen Laminattheorie *CLT* (Classical Laminate Theory) bestimmt. Andere Theorien wie z.B. die Netztheorie gelten als veraltet, da sie den Tragfähigkeitsanteil der Matrix vernachlässigen.

Die Materialeigenschaften von Faser-Kunststoff-Verbunden sind anisotrop. Daher sind zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens mehr elastische Kennwerte erforderlich als bei isotropen Werkstoffen.

Auf der Grundlage der Mechanik dünnwandiger Faser-Kunststoff-Verbunde kann eine schichtweise Verformungs- und Spannungsanalyse durchgeführt werden. Darauf aufbauend wird die Tragfähigkeit mit Hilfe von Festigkeitshypothesen ermittelt.

Im ersten Schritt der CLT werden die Elastizitäts- und Schubmodule sowie die Querkontraktionszahlen aller Einzelschichten eines Laminats bestimmt. Anschließend müssen diese unter Berücksichtigung der Faserorientierung, der Schichtdicke und der Lage der Einzelschichten zur Bezugsebene in das Laminatkoordinatensystem transformiert werden. Nur so ist eine Überlagerung der Steifigkeitsterme zur Gesamtsteifigkeitsmatrix des Laminats möglich.

Das Aufbringen äußerer Lasten führt zu Verzerrungen des Laminats. Durch Auflösen der globalen Steifigkeitsbeziehungen können diese Verzerrungen bestimmt und durch Anwendung der Transformationsregeln auf die Schichtebene und in Schichtspannungen umgerechnet werden.

Die Berechnung der Kennwerte auf Schichtebene wird als Mikromechanik und auf Laminatenebene als Makromechanik bezeichnet. Darauf aufbauend erfolgt die Versagensanalyse unter Anwendung von Hypothesen.

3.4.2 Mikromechanik

In der Mikromechanik wird das Zusammenwirken der Einzelschichten zunächst nicht betrachtet. Die Kennwerte werden für jede einzelne Schicht ermittelt. Jede Schicht wird als homogen betrachtet. Die Eigenschaften der Faser und der Matrix werden verschmiert. Faser und Matrix haben unterschiedliche mechanische Eigenschaften. Daher hängen einige Kennwerte mehr von der Faser und andere mehr von der Matrix ab. Die faserabhängigen Kennwerte einer unidirektionalen Schicht können durch einfache Mischungsregeln nach Jones [36] oder nach Puck [59] als gute Näherung bestimmt werden. Die Elastizitätskonstanten für Gewebe- oder Gelegesichten sind wie in [57] durch 3 experimentelle Versuche (Torsions-, Zug- und Druckversuch) zu bestimmen. Als Alternative zu den Versuchen werden in [59] Formeln für einen Kreuzverband aus unidirektionalen Schichten als gute Näherung angegeben. Eine weitere Vereinfachung wurde in [55] und [71] durch Korrekturfaktoren für bestimmte Bindungsarten und die Aufteilung in ein Ersatzlaminat aus unidirektionalen Schichten vorgenommen. Die Steifigkeit wird linear und die Festigkeit quadratisch abgemindert.

Für Matten mit ihren willkürlich angeordneten Fasern kann die Mischungsregel nach Halpin und Pagano [30] angewendet werden. Dazu ist die Schicht in stabförmige, zufällig orientierte UD-Schichtelemente zu zerlegen.

Der Herstellungsprozess kann die Materialeigenschaften beeinflussen, daher müssen die theoretisch bestimmten Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften durch experimentelle Versuche bestätigt werden.

3.4.3 Makromechanik

Makromechanik ist der Oberbegriff für die Ermittlung der Kennwerte von Laminaten bzw. Mehrschichtverbunden aus den Kennwerten der Einzelschichten. Dabei werden die Einzelschichten vereinfacht als homogenisiertes Kontinuum mit anisotropen Eigenschaften aufgrund der Faserorientierung betrachtet. Die Kennwerte dieser Einzelschichten werden mittels CLT in Laminatkennwerte umgerechnet. Die CLT ist nur für UD-Schichten anwendbar. Gewebe, Gelege und Matten werden entsprechend der Mikromechanik in UD-Ersatzschichten umgerechnet. Die CLT gilt nur für sehr dünne Laminats, d.h. die Dicke ist deutlich geringer als die ebenen Kantenabmessungen des Laminats. Die Anwendbarkeit der CLT basiert auf den folgenden Annahmen:

- Lückenlose Verklebung der Schichten und keine Schädigungen innerhalb der Schichten,
- Idealerweise gerade Fasern,
- Ebener Spannungszustand in den Einzelschichten sowie im Laminat,

- Kinematik einer Kirchhoff-Platte,
- Gleichbleibende Laminatdicke während der Verformung.

3.4.4 Versagensanalyse

Das Bruchgeschehen von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) in Form eines geschichteten Querschnittsaufbaus (Laminat) wird im Wesentlichen durch den stofflichen und geometrischen Aufbau der Einzelschichten bestimmt [57]. Die mechanischen Eigenschaften einer Einzelschicht können in der Regel nicht anwendungsspezifisch eingestellt werden. Daher werden mehrere Einzelschichten unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften gestapelt. Als typische Versagensformen einer unidirektionalen Einzelschicht können Faserbruch durch Zerreißen infolge Zugbeanspruchung oder Knicken infolge Druckbeanspruchung sowie verschiedene Arten von Zwischenfaserbruch (Matrixversagen) auftreten (vgl. Bild 3-4 und 3-5).

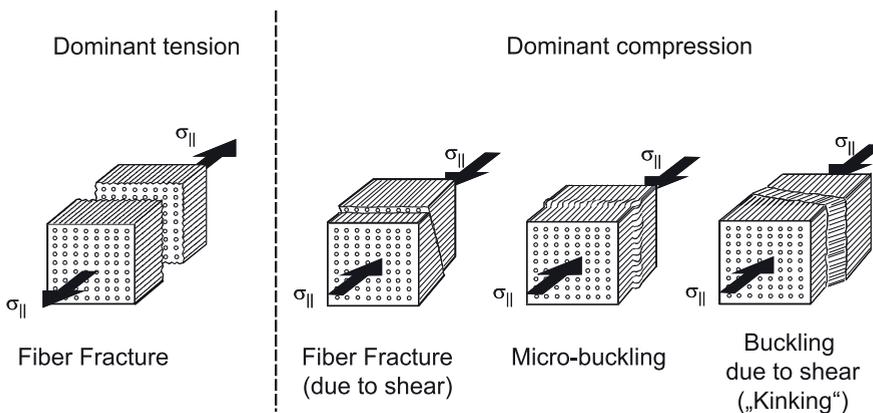


Bild 3-4: Arten von Faserbrüchen in einer UD-Schicht [37]

Die in Bild 3-4 dargestellten Faserbrucharten können in 2 Kategorien eingeteilt werden. Auf der linken Seite sind Faserbrüche bei überwiegender Zugbeanspruchung in Faserrichtung (Dominant tension) dargestellt. Im Allgemeinen ist die Zugfestigkeit der Matrix deutlich geringer, als die der Faser. Daher kommt es erst bei Überschreiten der Faserfestigkeit zum Bruch (Fiber Fracture). Auf der rechten Seite sind Faserbrüche bei überwiegender Druckbeanspruchung in Faserrichtung (Dominant compression) dargestellt. Von links nach rechts können drei Arten unterschieden werden. Wenn die Matrix die Fasern perfekt unterstützt, kann es zu einem Versagen der Fasern ohne Knicken kommen (Fiber Fracture (due to shear)). Dieser Fall wird vermutlich durch Schubspannungen verursacht. Wenn die

Unterstützung durch die Matrix nicht so perfekt ist, kann es zu einem Knicken entweder auf mikroskopischer Ebene (Micro-buckling) oder auf makroskopischer Ebene (Buckling due to shear ("Kinking")) kommen. Die beiden letztgenannten Fälle treten bei GFK mit den isotropen Glasfasern wahrscheinlich sehr häufig auf. Dies wird durch die Untersuchungen von Hart-Smith [31] bestätigt. Demnach ist Faserversagen ohne Knicken wahrscheinlich nur bei anisotropen Fasern wie z.B. Kohlenstofffasern zu erwarten.

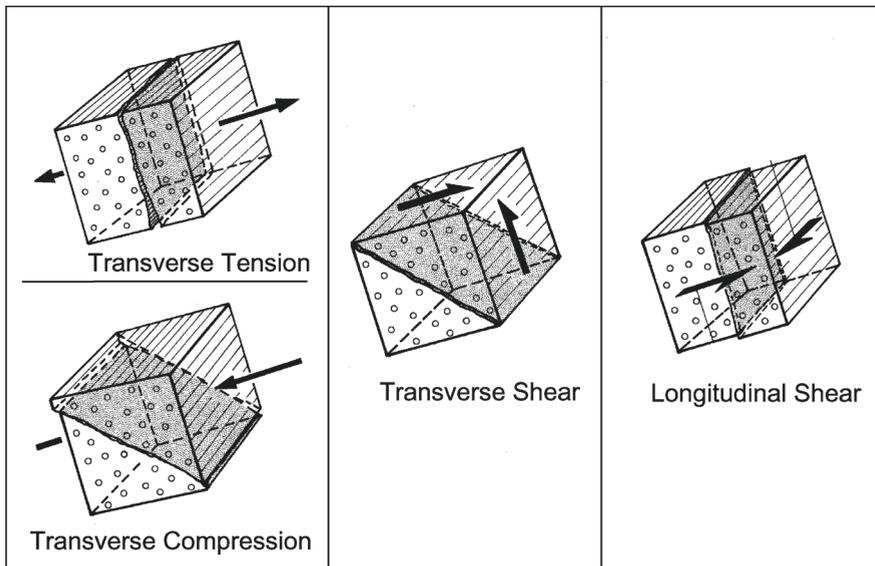


Bild 3-5: Arten von Zwischenfaserbrüchen in einer UD-Schicht [37]

In Bild 3-5 sind typische Fälle des Zwischenfaserbruchs (ohne Faserschädigung) dargestellt. Eine senkrecht auf die Fasern wirkende Zugbeanspruchung (Transverse Tension) sowie eine Längsschubbeanspruchung (Longitudinal Shear) führen zu einer senkrecht auf die Schichtkanten und parallel zu den Fasern wirkenden Bruchebene. Querdruck (Transverse Compression) sowie Querschub (Transverse Shear) führen zu einer geneigten Bruchebene. Die Fasern bleiben intakt. Die Matrix versagt.

Faser- und Zwischenfaserbrüche können nicht nur in einer einzelnen Schicht, sondern auch in mehreren Schichten eines Mehrschichtverbundes (Laminat) auftreten. Darüber hinaus können interlaminare Versagensformen wie die Delamination an den Grenzflächen der Einzelschichten auftreten. Unter Delamination wird

die Trennung der einzelnen Schichten eines Mehrschichtverbundes (Laminats) verstanden. Im Allgemeinen kann davon ausgegangen werden, dass sich mehrere Versagensformen gegenseitig beeinflussen [1].

Tabelle 3-3: Übersicht Versagensmodelle

Versagensmodell	Schicht		Unterscheidung Bruchkriterium
	UD	Gewebt	
Maximale-Spannungs-Kriterium	X	X	X
Maximale-Verzerrungs-Kriterium	X	X	X
Tsai-Hill Kriterium	X	X	
Hoffman Kriterium	X	X	
Tsai-Wu Kriterium	X	X	
Hashin Kriterium	X		X
Puck Kriterium	X	X	X
Cuntze Kriterium	X		X

Zur Beschreibung des Bruchgeschehens ist ein mechanisch-physikalisches Versagensmodell erforderlich. Es gibt eine Reihe von Versagensmodellen, die nebeneinander gültig sind. Die gebräuchlichsten Modelle sind in Tabelle 3-3 aufgeführt. Die Modelle weisen einen unterschiedlichen Detaillierungsgrad auf. Je nach Schichtstruktur und Beanspruchung bieten die einzelnen Modelle unterschiedliche Vor- aber auch Nachteile. Bei der numerischen Handrechnung kann der mathematische Aufwand der einzelnen Modelle ein entscheidendes Entscheidungskriterium sein. Bei der numerischen Simulation spielt dies eine untergeordnete Rolle. Viel entscheidender sind die Materialparameter und wie detailliert das Ergebnis benötigt wird. Die Materialparameter zur Modellierung des mechanischen Verhaltens beruhen auf zahlreichen Annahmen, die häufig auf der Basis weniger Kennwerte getroffen werden müssen [38].

Die mathematisch einfachsten und physikalisch ungenauesten Versagensmodelle sind das Maximalspannungs- oder das Verzerrungskriterium für UD-Schichten sowie für gewebte Schichten. Es findet keine Interaktion der Spannungskomponenten statt, sondern es wird zwischen Faser- und Zwischenfaserbruch unterschieden. Erreicht mindestens eine Spannungs- oder Dehnungskomponente den zugehörigen Grenzwert, so tritt Versagen ein.

Basierend auf der Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises [45] aus dem Jahr 1913 veröffentlichte Hill [33] 1948 das erste globale Versagensmodell, allerdings noch für anisotrope duktile Metalle und nicht für Faser-Matrix-Verbunde. Azzi und Tsai [7] übertrugen dieses Versagensmodell 1965 auf Faser-Matrix-Ver-

bunde für unidirektionale Einzelschichten ohne Unterscheidung von Faser- und Zwischenfaserbrüchen. Das Versagen wird nur mit einem einzigen Wert beurteilt. Dieser basiert auf Spannungsinteraktionen als Vorteil gegenüber dem Maximalspannungs- oder Dehnungskriteriums. Dieses Tsai-Hill genannte Versagensmodell kann in *ANSYS* für den ebenen Spannungszustand sowohl für UD-Schichten als auch für gewebte Schichten angewendet werden.

Ein weiteres Bruchkriterium ist die Gleichung nach Hoffman [35] aus dem Jahre 1967. Im Gegensatz zum Tsai-Hill-Kriterium wird hier zwischen Zug- und Druckfestigkeit unterschieden. Es ist jedoch physikalisch widersprüchlich, dass sowohl die Zug- als auch die Druckfestigkeit immer unabhängig von der Beanspruchung berücksichtigt werden [57]. Damit wird keine Aussage über das Versagenkriterium getroffen. Es wird lediglich eine Aussage darüber getroffen, ob die Tragfähigkeit unter dieser Hypothese überschritten wird oder nicht.

Eine Weiterentwicklung des Tsai-Hill-Kriteriums ist das Tsai-Wu Kriterium [72] aus dem Jahr 1971. Es behandelt ebenfalls den ebenen Spannungszustand auf einfache mathematische Weise. Die Interaktion einiger Spannungen lässt eine physikalische Abbildung des Materialverhaltens erwarten. Außerdem ist es wie beim Hoffman-Kriterium möglich, Druck- und Zugfestigkeiten zu berücksichtigen. Das Tsai-Wu-Kriterium ist dem Hoffman-Kriterium sehr ähnlich. Die Kopplungskoeffizienten müssen jedoch in einem aufwendigen biaxialen Versuch ermittelt werden. Daher wird nach [22] häufig anstelle des Versuchs ein Werte von -0,5 angenommen. Dies wird auch in den Voreinstellungen von *ANSYS* [3] so gehandhabt. In [57] wird dies jedoch bezweifelt, da alle Spannungen gleich behandelt werden. Letztlich wird wie beim Tsai-Hill-Kriterium und beim Hoffman-Kriterium nur eine Aussage über das Versagen des Materials und keine Aussage über die Art des Versagens getroffen.

Das Versagensmodell von Hashin [32] aus dem Jahr 1980 ist ausschließlich für die Bestimmung des Versagens von UD-Schichten vorgesehen. Dieser differenzierte Ansatz berücksichtigt den Faser- und Zwischenfaserbruch sowie Druck- und Zugversagen. Ergänzend bietet *ANSYS* die Möglichkeit, zusätzlich die Delamination als quadratisches Polynom zu berücksichtigen [3]. Ähnlich der Bruchhypothese für spröde Metalle von Otto Mohr [47] schlägt Hashin vor, die Spannungen auf der Bruchebene und nicht mehr wie in den bisherigen Modellen auf dem Schichtkoordinatensystem zu berechnen. Für einen Zwischenfaserbruch soll die Bruchebene immer faserparallel um die Achse in Faserrichtung gedreht sein und maßgeblich von den auf die Bruchebene wirkenden Normal- und Schubspannungen abhängen.

Puck entwickelte sein Kriterium [58] zur Bruchanalyse aus dem Jahre 1969, das bereits zwischen Faser- und Zwischenfaserbruch unterschied, basierend auf der

Idee von Mohr und Hashin, die Spannungen in der Bruchebene zu berücksichtigen, weiter. Daraus entstand 1996 das Versagensmodell nach Puck [57], das die Spannungen in der Bruchebene berücksichtigt. Diese physikalisch basierte Bruchhypothese berücksichtigt den sich einstellenden Bruchwinkel nicht nur für den ebenen Spannungszustand, sondern auch für einen räumlichen Zustand. Kritiker wiesen auf Unstimmigkeiten in den entsprechenden experimentellen Versuchen hin. Daher wurden 2002 von Puck und Schürmann [61] weitere experimentelle Versuche veröffentlicht, die die Hypothese von Puck bestätigten. Die erforderlichen Neigungsparameter waren in [57] noch recht vage. Daher wurde 2002 eine neue Empfehlung für die Neigungsparameter veröffentlicht [60]. Einachsige beanspruchte Fasern können bereits vor dem Schichtversagen brechen. Dies wird als eine Art Degradation betrachtet. Der ursprüngliche Ansatz zur Berücksichtigung dieser Degradation wurde weiter verfeinert und die beiden Degradationsparameter ($s=0,5$ und $m=0,5$) können [37] entnommen werden. Delamination ist ein Grenzfall des Zwischenfaserbruchs. Herstellungsbedingt sind Fehlstellen in Form von Luftpfehlungen nicht auszuschließen. Daher werden die Bruchwiderstände für diesen Fall durch einen Schwächungsfaktor (weakening factor) gemindert. In [58] wird vorgeschlagen, die Bruchwiderstände auf 80 bis 90 % abzumindern.

Das Versagensmodell nach Cuntze [21] berücksichtigt für jeden Versagensmodus eine Bruchbedingung. Jeder Bruchbedingung ist nur ein Festigkeitswert zugeordnet. Es werden 5 Versagensmoden (2 Faser- und 3 Zwischenfaserbrüche) unterschieden. Daher gibt es nur 5 unabhängige Festigkeitswerte. Für die Bruchbedingungen werden Invarianten verwendet. Wenn der Bruch durch mehrere Versagensmoden beschrieben wird, müssen die Versagensbedingungen der Moden durch eine Interaktionsgleichung überlagert werden. Dazu ist ein Interaktionskoeffizient zwischen 2,5 und 3 erforderlich. In *ANSYS* ist 2,6 voreingestellt. Neben dem Interaktionskoeffizienten werden 2 Reibungsparameter für den ebenen Spannungszustand (dünne Laminat) und den räumlichen Spannungszustand (dicke Laminat) benötigt. Je höher die senkrechte Normalspannung zur Bruchebene ist, desto größer sind die durch Reibung übertragbaren Schubkräfte. Für den ebenen Spannungszustand von GFK auf Epoxydharzbasis wird ein Wert zwischen 0,1 und 0,45 und für den räumlichen Spannungszustand zwischen 1,0 und 1,6 empfohlen [20]. Ein Wert von 0,0 für den ebenen Spannungszustand bedeutet, dass keine Erhöhung des Schubwiderstandes im Druckbereich berücksichtigt wird. Ein Wert von 1,0 für den räumlichen Spannungszustand bedeutet, dass in der quasi-isotropen Schubebene keine Materialreibung auftritt. In *ANSYS* sind 0,2 bzw. 1,38 voreingestellt. Zusätzlich wird der Winkel der faserparallelen Bruchebene (Bruchwinkel) benötigt. Bei reiner Querdruckbeanspruchung liegt der Bruchwinkel bei ca. $\pm 54^\circ$. Dies wurde in [21] durch eine Versuchsreihe ermittelt. Der Bruchwinkel sollte auch nicht kleiner als $\pm 45^\circ$ sein, da bei geringem Querdruck die maximale Schubspannung gehalten werden kann [37]. Dies erklärt auch, warum in *ANSYS* 53° für den

Bruchwinkel voreingestellt ist. *Hinweis:* Die Voreinstellungen der Parameter für das Versagensmodell nach Cuntze können anders im Gegensatz zu Puck nicht in den technischen Daten der *ANSYS - Workbench*, sondern in *ANSYS - Mechanical* geändert werden.

Detaillierte Beschreibungen der Versagensmodelle finden sich in [1], [21], [22], [37], [46] und [57].

3.5 Verbindungsmöglichkeiten

3.5.1 Stoffschlüssige Verbindungsmittel - Klebstoffe

Der Einsatz von Klebstoff zur stoffschlüssigen Verbindung von GFK-Bauteilen im Bauwesen ist derzeit nicht Stand der Technik. In der Forschung wird jedoch häufig mit Klebstoffen experimentiert (vgl. Kap. 2). Die Klebstoffe lassen sich in hochfeste Strukturklebstoffe, mittelfeste elastische Klebstoffe und niedrigfeste Dichtstoffe unterteilen. Die Auswahl des Klebstoffes hängt vom Einsatzzweck ab, d.h. es ist zu unterscheiden, welche Materialien miteinander verbunden werden sollen. In der Forschung werden häufig Strukturklebstoffe auf der chemischen Basis von Epoxidharzen eingesetzt. Weitere chemische Basen können Phenol- oder Acrylatharze sein. Die Steifigkeit und Festigkeit einer Verbindung kann durch Klebstoffe erheblich gesteigert werden (vgl. Kap. 2.5). Neben dem Fügen von GFK-Bauteilen untereinander können auch unterschiedliche Werkstoffe wie z.B. GFK mit Aluminium oder CFK mit Titan verklebt werden [63]. Dabei werden großflächige Bereiche verbunden, was einen direkteren Kraftfluss ermöglicht. Zudem wird der Querschnitt im Gegensatz zu Bolzenverbindungen nicht durch Bohrungen geschwächt und es treten keine Kerbwirkungen an der Bohrung auf. Dadurch wird ein Versagen durch Flankenbruch vermieden [28].

Um die volle Tragfähigkeit der Klebverbindung zu erreichen, sind sorgfältige Fertigungsbedingungen erforderlich. Die Oberflächen müssen mechanisch aufgeraut und zum Zeitpunkt der Verklebung staubfrei sein [65]. Außerdem muss der Klebstoff gleichmäßig aufgetragen werden. Geringste Abweichungen oder unsauberes Arbeiten führen zu Streuungen in der Klebfestigkeit. Maßnahmen zur Qualitätssicherung sind daher zwingend erforderlich. Diese muss durch zerstörungsfreie Prüfverfahren wie z.B. Ultraschall erfolgen. Die Herstellungstemperaturen der Hersteller müssen eingehalten werden. Gerade im Winter ist dies oft nur mit hohem Aufwand möglich. Das Versagen einer Klebverbindung kündigt sich nicht an. Die Verbindung versagt schlagartig. Daher sollten die Verbindungen in einem Primärtragwerk nicht ausschließlich mit Klebstoff, sondern mit einer Kombination aus Klebstoff und mechanischen Verbindungsmitteln verbunden werden [27] und [R2]. Die elastische Dehnung der Füge-teile führt zu ungleichmäßigen Schubspan-

nungsverteilungen. Es können ausgeprägte Spannungsspitzen entstehen, die für die Verbindung bestimmend werden. Es ist unbedingt zu beachten, dass die Festigkeit gegen Querkzugbeanspruchung gering ist. Klebverbindungen sind typisch für den Leichtbau, aber nicht leichtbaugerecht [63].

3.5.2 Mechanische Verbindungsmittel

In der Literatur wurden neben Stahlbauschrauben und Gewindestangen auch Selbstbohrschrauben, gewindefurchende Schrauben, Mehrbereichsblindniete und hochfeste Strukturniete verwendet. Die Stahlbauschrauben und Gewindestangen wurden sowohl in Stahl als auch in GFK verwendet. Die GFK-Schrauben und -Gewindestangen weisen im Vergleich zu den Stahlbauschrauben und -gewindestangen eine niedrigere Festigkeit auf. Aus diesem Grund besteht bei Stahlbauschrauben und -gewindestangen ein geringeres Risiko, dass das Gewinde beim Setzen in die Fügebauteile aus Stahl beschädigt werden. Daher werden in dieser Arbeit ausschließlich Verbindungsmittel aus Stahl verwendet.

Die Konstruktionsvarianten mit I- und U-Profilen weisen bei den meisten Profilquerschnitten Bauteildicken auf, die nicht mit Selbstbohrschrauben verbunden werden können. Daher werden diese Konstruktionsvarianten einheitlich mit Stahlbauschrauben geplant. Das Durchstanzen des Schraubenkopfes bzw. der Schraubenmutter und das Schiefstellen der Schrauben wird durch Unterlegscheiben erschwert, weil der Schraubenkopf nicht in das GFK eindrücken kann.

Neben den Stahlbauschrauben und Gewindestangen werden in dieser Arbeit auch Selbstbohrschrauben verwendet. Diese haben gegenüber den Nieten den Vorteil, dass sie nicht zwingend vorgebohrt werden müssen (vgl. Kap. 2.6). Selbstbohrschrauben können jedoch nicht für Konstruktionsprofile mit größeren Wanddicken verwendet werden. Zum einen, weil die Bohrkapazität der Selbstbohrschrauben begrenzt ist und zum anderen, weil der Durchmesser des Verbindungsmittels nicht kleiner sein darf als die Wanddicke (vgl. Kap. 2.6). Aus diesen Gründen kommen die gewindefurchenden Schrauben nicht in Frage.

Der Schaftdurchmesser ist gemäß den allgemeinen Bedingungen in [R2] so zu wählen, dass er mindestens der dünnsten Bauteildicke oder höchstens dem 1,5-fachen der dünnsten Bauteildicke entspricht.

In der Arbeit von *Gehmert* wurden zwei Typen von Selbstbohrschrauben S-MD 55S 5,5 x 52 und S-MD 55Z 5,5 x 52 von *Hilti* verwendet. Letztere zeigte in den Versuchen von *Gehmert* etwas höhere Tragfähigkeiten und wird daher für erste Voruntersuchungen in Kapitel 3.7 verwendet. Die Bezeichnung setzt sich folgendermaßen zusammen. Das *S* steht für Schraubentechnik, das *M* für den Einsatz

in metallischen Bauteilen, das *D* für die Funktion selbstbohrend, die erste *5* für eine Dichtscheibe mit 16 mm Durchmesser und die zweite *5* für eine Bohrkapazität von 4,6 mm bis ca. 12 mm. Das *S* steht für rostfreien Stahl und das *Z* für verzinkten Kohlenstoffstahl. Die *5,5* steht für ein Gewindeaußenmaß von 5,5 mm und die *52* für eine Schraubenlänge von 52 mm. Abweichende Zahlen bei anderen Selbstbohrschrauben sind entsprechend zu interpretieren.

Die Schrauben sind herstellerseitig mit einer elastischen Dichtscheibe versehen. Dies begünstigt die Schiefstellung der Schraube, da eine Stützwirkung seitens des Schraubenkopfes bzw. einer starren Unterlegscheibe fehlt. Die Stützwirkung konnte in den SL-Zugversuchen durch eine höhere mittlere Maximalkraft bei geringerer Verformung in Kapitel 3.7 nachgewiesen werden (vgl. Tabelle 3-6 und Bild 3-17).



Bild 3-6: Selbstbohrschrauben a) S-MD 55Z, b) S-MD 55S und c) S-MD 25 GZ

Während der Bearbeitung dieser Arbeit wurden vom Hersteller Selbstbohrschrauben ohne elastische Dichtung, jedoch mit metallischer Unterlegscheibe auf den Markt gebracht. Ohne die Wirkung der metallischen Unterlegscheibe gegenüber der elastischen Dichtung näher zu quantifizieren, werden für die Eckkonstruktionen der K-Profile die besser geeigneten Selbstbohrschrauben S-MD 25 GZ 5,5 x 40 verwendet. Die *2* steht für Unterlegscheibe aus Metall, d.h. diese Schrauben haben keine Dichtung. Die Unterlegscheiben sind fest mit der Schraube verbunden.

Versagensarten im GFK infolge stiftförmiger Verbindungen

Bei der Verbindung von GFK-Bauteilen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln und einer Scherbeanspruchung der Schrauben können vier verschiedene Versagensarten auftreten, nämlich Lochleibungsversagen, Scherbruch, Flankenzugbruch und Versagen durch Spalten (vgl. Bild 3-7). Die drei letztgenannten führen zu einem schlagartigen Versagen der Konstruktion. Beim Lochleibungsversagen werden im Bereich des Lochrandes hohe Druckspannungen im GFK-Bauteil erzeugt. Dies führt zu Faserbrüchen und Delaminationen in der unmittelbaren Umgebung des Lochrandes. Dadurch entsteht eine kleine Verschiebung in der Verbindung und die Lasten werden auf die größeren, noch intakten Kontaktflächen umgelagert. Ein

schlagartiges Versagen der Verbindung tritt nicht auf. Das Loch vergrößert sich langsam durch lokales Versagen im Lochrandbereich. Es kommt zu einem pseudo-duktilen Versagensfortschritt. Dieser ist den anderen Versagensarten vorzuziehen und kann durch Einhaltung der Mindestwerte der Rand- und Achsabstände des folgenden Kapitels erreicht werden.

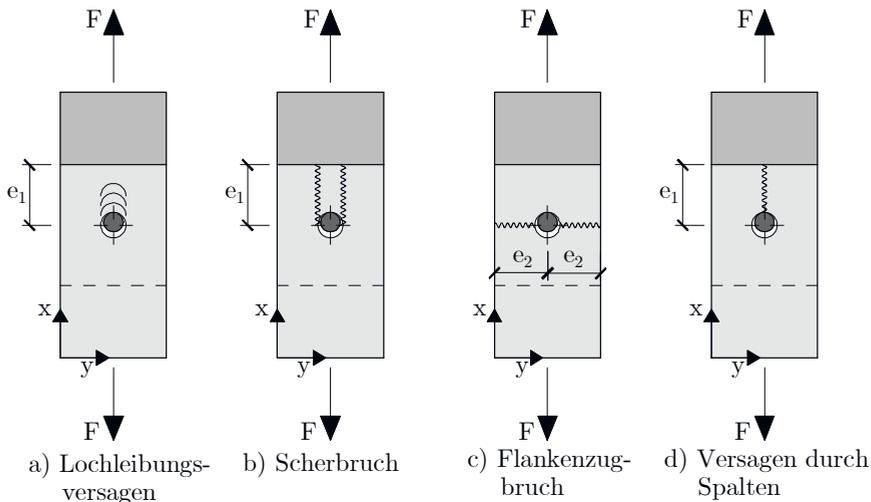


Bild 3-7: Versagensarten stiftförmiger Verbindungen

Rand- und Achsabstände

Um ein schlagartiges Versagen bei Überschreiten der maximalen Tragfähigkeit zu vermeiden, sind minimale Rand- und Achsabstände der mechanischen Verbindungsmittel erforderlich. In der Literatur finden sich unterschiedliche Angaben zur Bezeichnungen der Abstände und Mindestwerte für GFK-Bauteile. Die Bezeichnungen wurden in [28] und [R2] für GFK und in [N9] für Stahlbauteile identisch zu dieser Arbeit verwendet (vgl. Bild 3-8). Lediglich in [55] wird für den Randabstand in Krafrichtung e ohne Index und quer zur Krafrichtung c verwendet.

Eine Übersicht über die verschiedenen Literaturstellen und die vorgeschlagenen Mindestwerte findet sich in [28]. In dieser Arbeit soll nur auf die neueste bzw. wesentliche Literatur eingegangen werden. *Oppe* hat in seiner Dissertation [55] Mindestwerte der Rand- und Achsabstände für Stahlbauschrauben ermittelt und stellt damit eine bis heute häufig zitierte Literatur dar. Unter anderem wird die Arbeit von *Oppe* im *Prospect for New Guidance in the Design of FRP* [R2] zitiert. Allerdings wird hier nicht mehr zwischen längs und quer zur Faserrichtung unter-

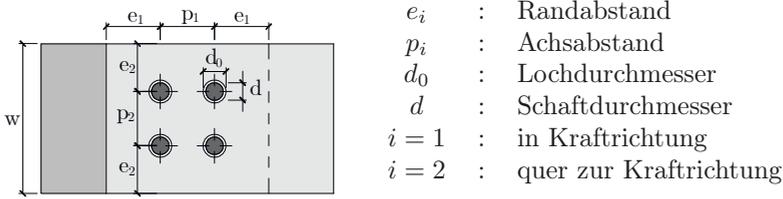


Bild 3-8: Geometrische Festlegung der Rand- und Achsabstände von stiftförmigen Verbindungen

Tabelle 3-4: Mindestwerte der Rand- und Achsabstände für Schraubverbindungen

		Kraft im Winkel zur Pultrusions- richtung	e_1	e_2	p_1	p_2
<i>Oppe</i> [55]	0°	$\geq 3,0d$	$\geq 2,0d$	$\geq 4,0d$	$\geq 4,0d$	
	90°	$\geq 2,5d$	$\geq 2,0d$	$\geq 4,0d$	$\geq 4,0d$	
<i>Prospect ...</i> [R2]		$\geq 4,0d$	$\geq 2,0d$	$\geq 4,0d$	$\geq 4,0d$	
<i>Gehmert</i> [28]	0°	$\geq 5,0d$	$\geq 2,0d$	$\geq 5,0d$	$\geq 4,0d$	
	90°	$\geq 2,0d$	$\geq 5,0d$	$\geq 5,0d$	$\geq 4,0d$	
<i>DIN EN 1993</i> -1-8 [N9]	red. Tragfähigkeit	$\geq 1,2d_0$	$\geq 1,2d_0$	$\geq 2,2d_0$	$\geq 2,4d_0$	
	voll Tragfähigkeit	$\geq 3,0d_0$	$\geq 1,5d_0$	$\geq 3,75d_0$	$\geq 3,0d_0$	

schieden und der Randabstand in Krafrichtung mit $4,0 d$ angegeben. *Gehmert* gibt in seiner Dissertation [28] minimale Rand- und Achsabstände für Selbstbohrschrauben an. Die Werte wurden für gestützte und nicht gestützte Verbindungen ermittelt. In Tabelle 3-4 sind die jeweils ungünstigen Werte auf der sicheren Seite angegeben.

Die Mindestwerte für Stahl liegen deutlich unter den Anforderungen für GFK-Bauteile. Daher spielen diese Mindestwerte für die Entwicklung der Konstruktionen keine weitere Rolle. Für die Konstruktionen mit Selbstbohrschrauben werden die Mindestwerte nach *Gehmert* und für die Konstruktionen mit Stahlbauschrauben die Mindestwerte aus dem *Prospect for New Guidance in the Design of FRP* berücksichtigt.

Lochspiel

Je nach Art des mechanischen Verbindungsmittels kann ein Lochspiel erforderlich sein. In dieser Arbeit werden Selbstbohrschrauben und Stahlbauschrauben verwendet. Selbstbohrschrauben benötigen aufgrund ihrer Bohrspitze kein Lochspiel. Nur bei Stahlbauschrauben ist ein Lochspiel zum Ausgleich von Fertigungstoleranzen erforderlich.

Je größer das Lochspiel ist, desto kleiner ist die Kontaktfläche zwischen Schaft und Lochrand. Daher hat das Lochspiel einen entscheidenden Einfluss auf die axiale Bolzentragfähigkeit. Aufgrund der kleineren Kontaktfläche ist eine geringere Kraft erforderlich, bis ein Lochleibungsversagen eintritt. Bei einem Verhältnis von Schaftdurchmesser zu Bauteildicke (d/t) von 1,25 bis 2,5 kann ein Lochspiel von 1 mm die axiale Bolzentragfähigkeit um ca. 20 % bis 50 % verringern, d.h. je kleiner das d/t -Verhältnis ist, desto größer ist der Unterschied in der axialen Bolzentragfähigkeit zwischen einer Verbindung mit und ohne Lochspiel [51].

Die Verringerung der axialen Bolzentragfähigkeit hat keinen wesentlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung, wohl aber auf die Verbindungssteifigkeit [55]. Aufgrund der geringeren Kontaktfläche bei Lochspiel treten nach Erreichen der maximalen Spannung im Kontaktbereich Zwischenfaserbrüche auf und die Kontaktfläche vergrößert sich. Dadurch wird die vorhandene Spannungsspitze allmählich abgebaut.

In [R2] wird ein Lochspiel von mindestens 1 mm empfohlen, wobei von einem Schaftdurchmesser größer oder gleich 12 mm ausgegangen wird. In [N3] wird für 12 mm ebenfalls ein Lochspiel von 1 mm angegeben und für größere Schaftdurchmesser werden weitere Angaben gemacht. Daher werden in dieser Arbeit die Angaben in Tabelle 3-5 für das Lochspiel nach [N3] verwendet. Für kleinere Durchmesser wird ein Lochspiel von 0,5 mm angesetzt.

Tabelle 3-5: Nennlochspiel [mm]

Schaft-Ø	6	8	10	12	14	16	18	20	22	24	27 bis 36
Lochspiel	0,5	0,5	0,5	1	1	2	2	2	2	2	3

3.5.3 Fügebauteile

Faser-Kunststoff-Verbundwerkstoffe sind aufgrund ihres anisotropen Materialverhaltens nur bedingt als Fügebauteile geeignet. Dies wird durch die umfangreiche

Literaturrecherche in Kapitel 2 deutlich. Die Kräfte aus dem Riegel müssen um 90° in die Stütze eingeleitet werden. Die Konstruktionen sind mit marktüblichen Fügebauteilen geplant. Die genaue Faserorientierung ist oft nicht bekannt. Daher ist es fast unmöglich, Faser-Kunststoff-Verbunde mit Faserorientierungen entsprechend der Krafrichtung auf dem Markt zu erhalten. Außerdem können die geometrischen Anforderungen von Faser-Kunststoff-Verbunden nicht erfüllt werden. So werden z.B. 90° -Winkel mit langen Schenkeln benötigt, um genügend Platz für die Befestigung der Winkel an den Stützen und Trägern zu haben. Die Winkel haben jedoch im Verhältnis zu den Konstruktionsprofilen nur sehr kurze Schenkel. Außerdem verläuft die Hauptfaserrichtung in den Winkeln quer zur Schenkelrichtung. Aus diesem Grund werden die Fügebauteile in dieser Arbeit in Stahl ausgeführt. Stahl erweist sich aufgrund seiner homogenen Materialeigenschaften als wesentlich effizienter für die Kraftumlenkung in der Eckverbindung.

Dies hat Auswirkungen auf die thermische und elektrische Isolation, aber auch auf das Gewicht der Konstruktion. Im Hinblick auf das Ziel dieser Forschungsarbeit, momententragfähige Eckverbindungen zu untersuchen, sind die genannten Eigenschaften von untergeordneter Bedeutung. Die Anforderungen an die thermische bzw. elektrische Isolation sind von Fall zu Fall unterschiedlich und müssen bei der Planung der Bauwerke berücksichtigt werden. Das Material GFK ist etwa um den Faktor 4 schwerer als Stahl. Die Auswahl des Materials sowie die Festlegung der Faserorientierung sind nicht genormt und daher herstellerabhängig. Der Faktor hängt im Wesentlichen vom verwendeten Harz ab und kann daher nicht eindeutig definiert werden. Darüber hinaus gibt es keine allgemeingültigen Tragfähigkeitswerte für GFK-Bauteile, so dass die Tragfähigkeit nur abgeschätzt werden kann. Es ist auch nicht so relevant, das zusätzliche Gewicht zu ermitteln, weil mit GFK-Fügebauteilen bei gleicher Bauteildicke nicht die Tragfähigkeit der Eckverbindung mit Stahl-Fügebauteilen erreicht werden kann. Das GFK kann zwar dicker gemacht werden, aber die Fasern liegen trotzdem nicht in Krafrichtung bzw. die zu verbindenden Bauteildicken können zum Ausschluss von bestimmten Verbindungsmitteln führen.

In den bisherigen Forschungsarbeiten wurden überwiegend Fügebauteile aus GFK verwendet. Dadurch stimmten Faserrichtung und Kraftfluss nicht vollständig überein und es kam zum Versagen der Fügebauteile. Daher wird in diesem Forschungsbeitrag für die Fügebauteile ausschließlich Stahl verwendet. Als Querschnitte eignen sich wie bei GFK Platten, Winkel oder zusammengesetzte Querschnitte.

3.5.4 Klassifizierung von Eckverbindungen in Anlehnung an den Stahlbau

Die Konstruktionen der Eckverbindungen müssen ein Moment übertragen können, das mindestens so groß ist wie das aufnehmbare Moments der anschließenden Bauteile. Darüber hinaus soll eine möglichst steife Konstruktion erreicht werden. Bisher gibt es jedoch keine Ansätze zur Abschätzung der Tragfähigkeit bzw. Steifigkeit von FKV-Anschlüssen. Eine Klassifizierung der Konstruktion ist jedoch wünschenswert, da die Rotationssteifigkeit einen entscheidenden Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung hat und der Tragwerksplaner bzw. die Tragwerksplanerin dies entsprechend in der statischen Berechnung berücksichtigen muss.

Da die Querschnittsgeometrien von GFK-Profilen und Stahlbauprofilen sehr ähnlich sind, wird als erste Näherung die Klassifizierung von Anschlüssen für den Stahlbau gemäß DIN EN 1993-1-8 Absatz 5.2 [N9] verwendet. Demnach kann die Klassifizierung nach der Steifigkeit oder nach der Tragfähigkeit erfolgen (vgl. Bild 3-9). Grundlage der Klassifizierung ist immer die Momenten-Rotations-Beziehung des Anschlusses, d.h. unter Momentenbeanspruchung erfährt der Anschluss eine Verformung als relative Verdrehung zwischen Stützen- und Trägerachse [40].

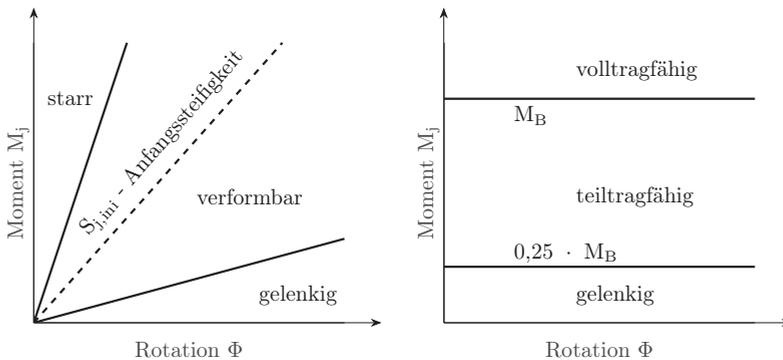


Bild 3-9: Klassifizierung nach Steifigkeit (links) und Tragfähigkeit (rechts)

Klassifizierung nach der Tragfähigkeit

Die Klassifizierung nach der Tragfähigkeit basiert auf dem Vergleich der Momententragfähigkeit des Anschlusses M_R mit der Momententragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile M_B (vgl. Bild 3-9). Ein Anschluss ist voll tragfähig bzw. starr, wenn die Momententragfähigkeit des Anschlusses größer ist als die Momententragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile. Im Stahlbau wird in diesem Fall von einer plastischen Schnittgrößenermittlung und von sich bildenden plastischen Gelenken im Bauteil und nicht im Anschluss ausgegangen. GFK plastiziert nicht im Sinne des Stahlbaus und es bilden sich schon gar keine plastischen Gelenke im Bauteil aus. Dennoch treten bei GFK nichtlineare Momenten-Rotations-Kurven oder Kraft-Verformungs-Kurven auf. Diese sind jedoch auf kleine Schädigungen zurückzuführen, die sich nicht zurückbilden können. Außerdem ist davon auszugehen, dass die Schädigung eher in den Anschlüssen als in den anschließenden Bauteilen auftritt. Die Momententragfähigkeit der Anschlussbauteile M_B wird jedoch ohnehin für den Fall ermittelt, dass keine Schädigungen auftreten. Ein Anschluss wird als teiltragfähig bezeichnet, wenn die Momententragfähigkeit des Anschlus-

ses kleiner ist als die Momenten Tragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile. Die Momenten Tragfähigkeit des Anschlusses begrenzt die aufnehmbaren Schnittgrößen. Ein Anschluss wird als gelenkig bezeichnet, wenn die Momenten Tragfähigkeit des Anschlusses kleiner als 25 % der Momenten Tragfähigkeit der angeschlossenen Bauteile ist.

Klassifizierung nach der Steifigkeit

Bei der Klassifizierung nach der Steifigkeit wird die Anfangssteifigkeit des Anschlusses mit Grenzkurven verglichen (vgl. Bild 3-9). Die Grenzkurven ergeben sich aus der Steifigkeit der angeschlossenen Träger, wobei in [N9] zwischen aussteiften und nicht aussteiften Rahmentragwerken unterschieden wird. Unter Rahmentragwerken sind in der Regel Zweigelenkrahmen zu verstehen, so dass nicht einfach die Länge des Kragarms in Gleichung (3.1) bzw. (3.2) eingesetzt werden darf.

Die Grenzkurve vom Übergang vom biegesteifen bzw. starren in den verformbaren Bereich wird nach Gleichung (3.1) und vom Übergang vom verformbaren in den gelenkigen Bereich nach Gleichung (3.2) ermittelt.

$$K_a \geq K_b \cdot E \cdot \frac{I_b}{L_B} \quad (3.1)$$

$$K_a \leq 0,5 \cdot E \cdot \frac{I_b}{L_B} \quad (3.2)$$

Die Länge L_B ist die Riegelänge eines Zweigelenkrahmens. Näherungsweise wird der Riegel des Zweigelenkrahmens als beidseitig eingespannt und der Kragarm als einseitig eingespannt betrachtet. Die Eckmomente unter Gleichstreckenlast sollen gleich sein. Daher wird für die Länge des Kragarms L der Faktor Wurzel aus 6 (2,45) nach Gleichung (3.4) angenommen. Der Faktor entspricht mehr als der doppelten Kragarmlänge nach Eulerfall 1 und wird daher weiter verwendet.

$$M_{Riegel} = \frac{q \cdot L_B^2}{12} = \frac{q \cdot L^2}{2} = M_{Kragarm} \quad (3.3)$$

$$L_B = \sqrt{6} \cdot L \quad (3.4)$$

Für aussteifte Rahmentragwerke wird der Faktor 8 und für nicht aussteifte Rahmentragwerke wird der Faktor 25 für K_b in Gleichung (3.1) bzw. (3.2) eingesetzt. Die Kragarme sind nicht aussteift, daher wird der Faktor 25 verwendet. Das Flächenträgheitsmoment 2. Ordnung I_b wird vereinfacht ohne Radien berechnet. Der E-Modul wird im Stahlbau für das homogene Material im Zugversuch ermittelt. Daher gibt es im Stahlbau im Gegensatz zu GFK auch nur einen E-Modul.

3.6 Konzeptstudie für mögliche Eckverbindungen

3.6.1 Allgemeines

Auf Grundlage der Literaturrecherche und unter Berücksichtigung des Kraftflusses sowie baupraktischer Aspekte wurde eine erste Konzeptstudie möglicher Eckverbindungen erstellt. Diese umfassen sowohl L- als auch T-förmige Eckgeometrien. Allen nachfolgenden Überlegungen liegt die Annahme zugrunde, dass am Kragarmende eine Einzellast in Eigengewichtsrichtung nach unten wirkt. Daraus ergibt sich, dass im Kragarm (Träger) der obere Flansch durch eine Zugkraft und der untere Flansch durch eine Druckkraft beansprucht wird. Dem Steg wird die Querkraft zugeordnet. Die T-förmige Eckgeometrie hat den Vorteil, dass der zugbeanspruchte obere Trägerflansch einfacher mit der Stütze verbunden werden kann.

Die Träger und Stützenprofile bestehen immer aus GFK. Es werden Vierkantprofile (K-Profile), I-Profile und U-Profile verwendet. Die Varianten mit U-Profilen sind nur im Anhang zu finden und werden in dieser Arbeit nicht weiter verfolgt. Die Fügebauteile können in zwei Kategorien eingeteilt werden. Alle im Folgenden genannten Varianten werden in dieser Forschungsarbeit weiter untersucht, d.h. im Labor getestet und in einer numerischen Simulation verifiziert. Bei diesen Varianten bestehen die Fügebauteile aus Stahl. Eine Reihe weiterer Varianten mit Fügebauteilen sowohl aus GFK als auch aus Stahl sind im Anhang A.1 zu finden.

Als Verbindungsmittel werden sowohl Stahlbauschrauben als auch Selbstbohrschrauben berücksichtigt. Bei den folgenden Varianten können die Verbindungsmittel eindeutig zugeordnet werden. Die Varianten mit K-Profilen werden mit Selbstbohrschrauben und die Varianten mit I-Profilen mit Stahlbauschrauben entworfen. Hintergrund ist, dass die Wanddicken der K-Profile kleiner sind als die der I-Profile und im Hinblick auf die maximal mögliche Klemmdicke der Selbstbohrschrauben die Wanddicken der I-Profile zu groß sind. Auf diesen Sachverhalt wird in den folgenden Kapiteln näher eingegangen.

3.6.2 Konzeptstudie der K-Profile

Die Literaturrecherche in Kapitel 2.6 hat ergeben, dass für K-Profile eine Muffe am besten geeignet ist. In diesem Fall wird die Muffe aus Stahlblechen zusammengeschweißt und mit Selbstbohrschrauben mit den GFK-Profilen verschraubt. Die GFK-Profile werden im Stoßbereich auf 45° zugeschnitten. Die Profile dürfen sich jedoch nicht berühren, um unerwünschte Kraftübertragungen zu vermeiden. Es werden 2 Varianten mit Stahlblechen untersucht. Eine Variante mit voll verschweißten Stahlblechen (Stahlverbinder) und eine Variante ohne Schweißnähte am Übergang von den Stegblechen zu den Flanschblechen (offener Stahlverbin-

der). Der Stahlverbinder ist mit breiteren Flanschblechen geplant, damit die Steg- und Flanschbleche besser verschweißt werden können. Beim offenen Stahlverbinder sind die Flanschbleche so breit wie die Profile.

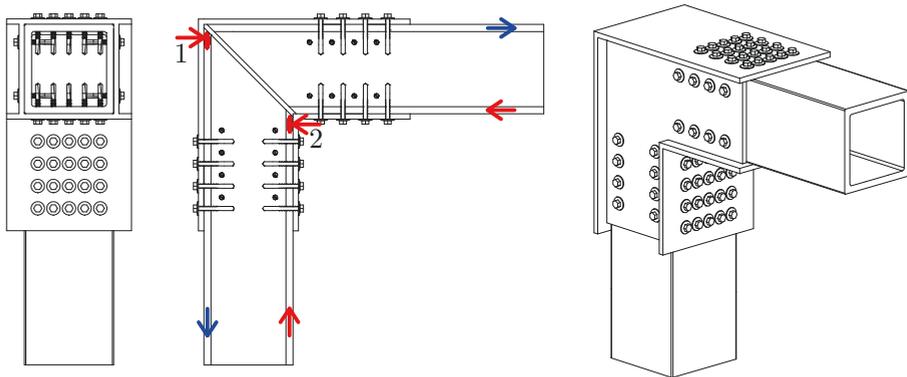


Bild 3-10: Konzeptvariante K-Profile vollverschweißte Stahlbleche (Stahlverbinder)

Im oberen Flansch entsteht eine Zugkraft (blau dargestellt, vgl. Bild 3-10 und 3-11), im unteren Flansch eine Druckkraft (rot dargestellt) und in den Stegen eine Schubkraft. Die Zugkraft wird über den oberen GFK-Flansch und das Stahlblech um die Ecke in die Stütze eingeleitet. Dabei stützt sich das vertikale Stahlblech des Stahlverbinders am GFK-Stützenflansch und an den Stegblechen ab (vgl. Bild 3-10 Position 1). Das vertikale Stahlblech des offenen Stahlverbinders stützt sich nur auf dem GFK-Stützenflansch ab (vgl. Bild 3-11 Position 1). Die Druckkraft im unteren Flansch verhält sich prinzipiell ähnlich nur als Druckkraft. Dadurch drückt auch hier das vertikale Stahlblech gegen den GFK-Stützenflansch bzw. auch gegen die Stegbleche (vgl. Bild 3-10 und 3-11 Position 2).

3.6.3 Konzeptstudie der I-Profile

Die erste Variante für die I-Profile besteht aus Flansch- und Stegblechen, die mit Stahlbauschrauben mit den GFK-Stützen und -Trägern verbunden werden. Die GFK-Profile werden im Stoßbereich auf 45° zugeschnitten. Die Profile dürfen sich jedoch nicht berühren, um unerwünschten Kraftübertragungen zu vermeiden.

Im oberen Flansch entsteht eine Zugkraft (blau dargestellt, vgl. Bild 3-12), im unteren Flansch eine Druckkraft (rot dargestellt) und im Steg eine Schubkraft. Die Zugkraft wird über den oberen GFK-Flansch und das Eckblech in die Stütze eingeleitet. Dabei stützt sich das vertikale Blech auf dem GFK-Stützenflansch ab (vgl. Bild 3-12 Position 1). Die Druckkraft im unteren Flansch verhält sich

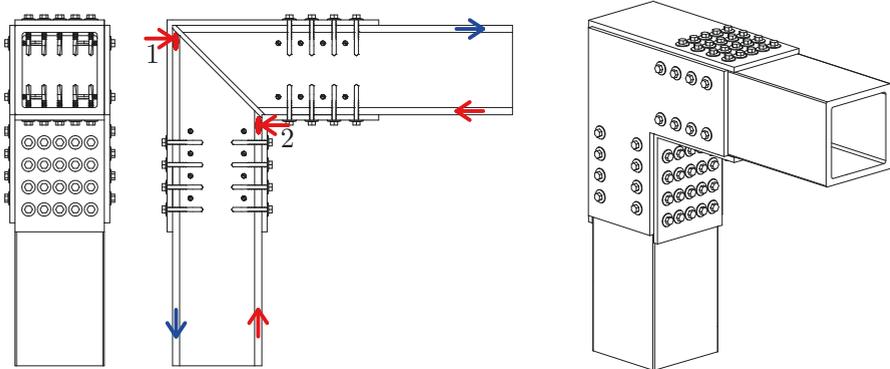


Bild 3-11: Konzeptvariante K-Profile ohne Schweißnähte am Übergang von den Stegen zu den Flanschen (offener Stahlverbinder)

prinzipiell ähnlich, nur als Drückkraft. Dadurch drückt auch hier das vertikale Stahlblech gegen den GFK-Stützenflansch (vgl. Bild 3-12 Position 2).

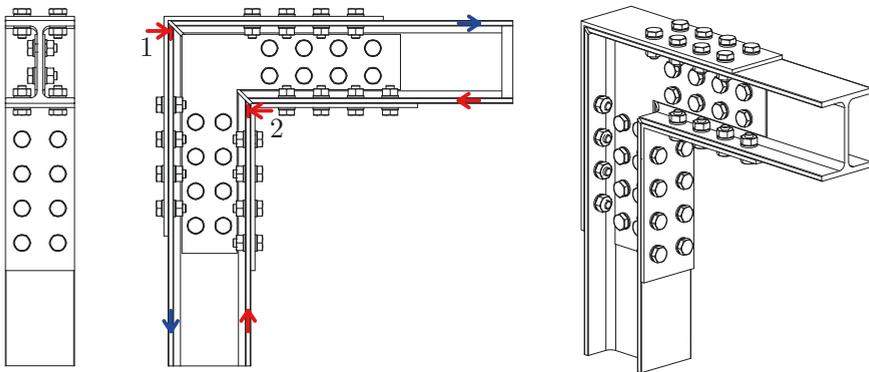


Bild 3-12: Konzeptvariante I-Profile mit Stegblech

Die zweite Variante für I-Profile besteht aus zusammengeschweißten Blechen, die die Enden der GFK-Stütze und des GFK-Trägers im Eckbereich umfassen. Der Träger wird vor der Stütze angeordnet und mit Stahlbauschrauben verbunden. In Höhe des unteren Trägerflansches werden zwischen den Stützenflanschen zur Druckübertragung Rohre eingelegt, die durch Gewindestangen in Position gehalten werden (vgl. Bild 3-13 Position 2). Im oberen Trägerflansch entsteht eine Zugkraft (blau dargestellt, vgl. Bild 3-13), die im Bereich der Kraftumlenkung zu

einer konzentrierten Druckkraft auf den äußeren Stützenflansch führt (vgl. Bild 3-13 Position 1).

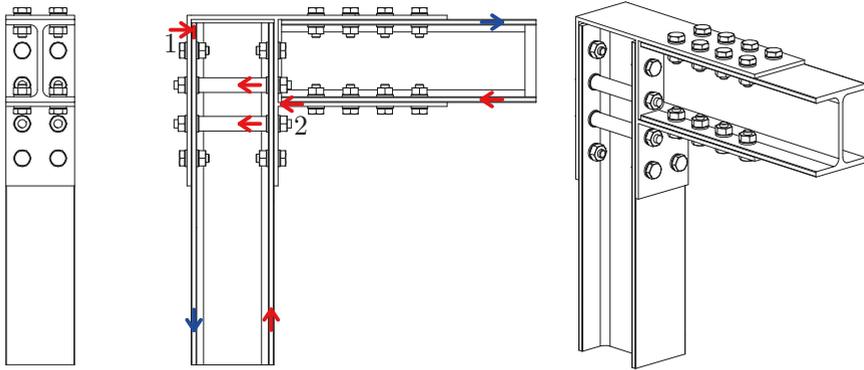


Bild 3-13: Konzeptvariante I-Profile ohne Stegblech

3.7 Experimentelle Voruntersuchungen - Stahl-GFK-Verbindungen mit Selbstbohrschrauben

Bisher liegen keine Erfahrungswerte für eine Scher-Lochleibungs-Verbindung (SL-Verbindungen) von verschraubten Stahlblechen mit GFK-Platten mittels Selbstbohrschrauben vor. Daher wurden experimentelle Versuche durchgeführt und mit der Verschraubung von GFK-Platten mit GFK-Platten mittels Selbstbohrschrauben von *Gehmert* verglichen. Die genauen Achs- und Randabstände für die SL-Verbindungen mit 3, 9 und 10 Selbstbohrschrauben sind in [28] nicht angegeben. Es werden daher Mindestwerte verwendet. Eine GFK-Platte wurde durch ein Stahlblech mit einer Bauteildicke von 3 mm ersetzt. Das Stahlblech wurde auf der Schraubenkopfseite angeordnet, weil bei den Konstruktionsvarianten das Stahlblech ebenfalls auf der Schraubenkopfseite angeordnet ist. Es wird ein S235 mit einer Zugfestigkeit $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$ und GFK des Herstellers *Fiberline* mit einer Zugfestigkeit $f_{tx} = 285 \text{ N/mm}^2$ gemäß [28] verwendet. Die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts wird für Stahlbleche nach Gleichung (3.5) gemäß [N8] und für GFK-Platten nach Gleichung (3.6) gemäß [13] für Zug in Längsrichtung (neben dem Schaft) ermittelt.

$$N_{u,Rk} = 0,9 \cdot A_{net} \cdot f_u \quad (3.5)$$

$$P_{s,Rk} = A_{net} \cdot \frac{f_{tx}}{k_{tc}} \quad (3.6)$$

Der Spannungskonzentrationsfaktor zur Berücksichtigung der maximalen Lochrandspannung k_{tc} wird gemäß [13] vereinfacht mit 2,25 angenommen. Für eine Schraubenreihe beträgt die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts des 3 mm Stahlblechs 37,91 kN und ist größer als die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts der 6 mm GFK-Platte mit 29,64 kN. Die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts der 10 mm GFK-Platte ist mit 49,4 kN zwar größer als die des Stahlblechs, jedoch sind die Teilsicherheitsbeiwerte der GFK-Bauteile deutlich größer als die im Stahlbau. Daher wird auch für die 10 mm GFK-Platten das 3 mm Stahlblech verwendet.



Bild 3-14: Impressionen der experimentellen Zugversuche

Die Zugversuche wurden in einer elektromechanischen Universalprüfmaschine der Firma *Frank* mit weggeregeltem Spindeltrieb und einer Geschwindigkeit von 0,5 mm/min durchgeführt. Die Kraftmessungen erfolgten mit Kraftaufnehmern der Firma *HBM* vom Typ *U3* mit unterschiedlichen Nennkräften (20 kN, 50 kN und 100 kN). Die Verformungsmessungen wurden mit dem optischen Mess-

system *Aramis* der Firma *GOM* durchgeführt. Dadurch sollte eine Verfälschung der Ergebnisse durch ein Nachgeben in den Probenhaltern vermieden werden. Im Ergebnis ist nur ein geringer Anteil aus der elastischen Verformung der Probekörper enthalten. Die Streckgrenze der Probekörper liegt deutlich über der maximal aufnehmbaren Kraft in der Verbindung. Daher kann dieser Verschiebungsanteil als nicht relevant angesehen werden. Zumal dieser Anteil auch in den Versuchen von *Gehmert* enthalten ist. Als Probenhalter wurde ein selbstspannender Keilschraub-Probenhalter der Firma *Zwick* verwendet. Dieser ermöglicht durch die Verschraubung das Öffnen und Schließen der Klemmbacken und erzeugt eine Anfangsklemmkraft. Durch die keilförmigen Klemmbacken erhöht sich die Klemmwirkung durch Selbstklemmung mit zunehmender Zugkraft.

Die Versuche wurden mit einem, zwei, drei, neun und zehn Verbindungsmittel durchgeführt, wobei jeweils drei bis vier Probekörper geprüft wurden. Als Verbindungsmittel wurden *Hilti* Selbstbohrschrauben S-MD 55Z 5,5 x 52 aus einsatzgehärtetem, galvanisch verzinktem Kohlenstoffstahl mit einer Bohrkapazität von 15 mm verwendet. Für die Probekörper mit zwei Verbindungsmitteln wurden vier weitere Versuche mit modifizierten Schraubenscheiben durchgeführt. Ziel war es, den Einfluss der Dichtung auf das Tragverhalten, insbesondere auf die Schiefstellung und die Steifigkeit, zu untersuchen. Die Dichtung der Unterlegscheibe wurde abgekratzt und durch eine zweite Unterlegscheibe mit abgekratzter Dichtung ergänzt. Zusätzlich wurden 4 Proben mit 2 *Hilti* Selbstbohrschrauben S-MD 25 5,5 x 40 aus einsatzgehärtetem verzinktem oder beschichtetem Kohlenstoffstahl mit einer Bohrkapazität von 15 mm untersucht.

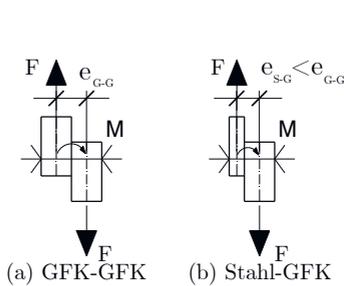


Bild 3-16: Unterschied Schraubenschiefeinstellung

in [28] diskutiert und wird in dieser Arbeit analog nach *Yasumura* [77] durchgeführt. Für eine Steigung zwischen 10 % und 40 % der maximalen Beanspruchung konnte die Anfangssteifigkeit K_{10-40} von 2835 N/mm auf 9470 N/mm gesteigert werden. Dies ist auf das dünnere Stahlblech zurückzuführen.

Zum einen hat das Stahlblech eine größere charakteristische Lochleibungstragfä-

Die SL-Verbindungen mit Selbstbohrschraube erreichten im Mittel eine maximale Beanspruchbarkeit F_{mean} von 7,0 kN und lagen damit um 1,5 kN über dem Mittelwert von 5,5 kN der SL-Verbindungen mit ausschließlich GFK-Platten (im Folgenden "reine GFK-Verbindungen" genannt) [28]. Die zugehörige mittlere Verschiebung u_{zugeh} ist mit 2,2 mm deutlich geringer als die 4,6 mm der reinen GFK-Verbindungen. Dieser Effekt ist auf die größere Anfangssteifigkeit zurückzuführen. Die Ermittlung der Anfangssteifigkeit wurde

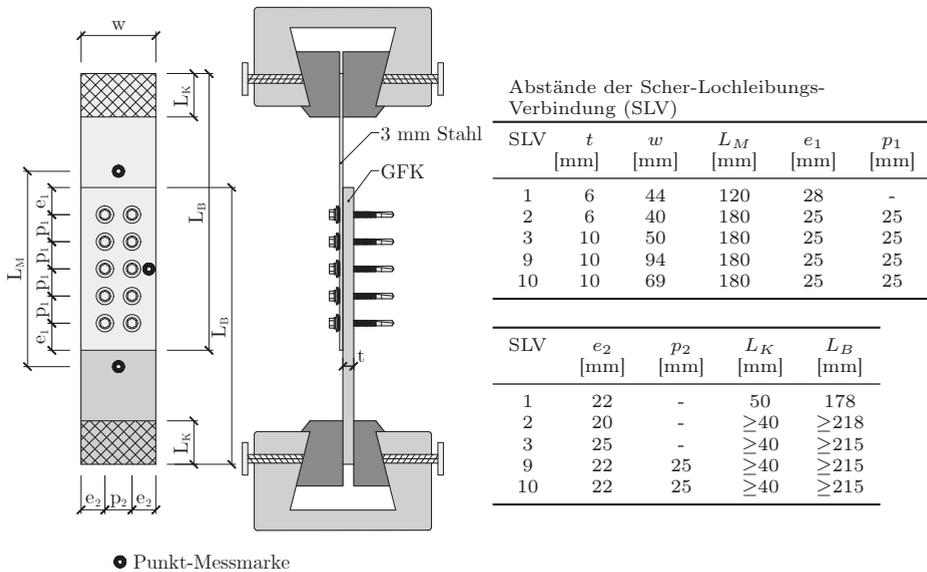
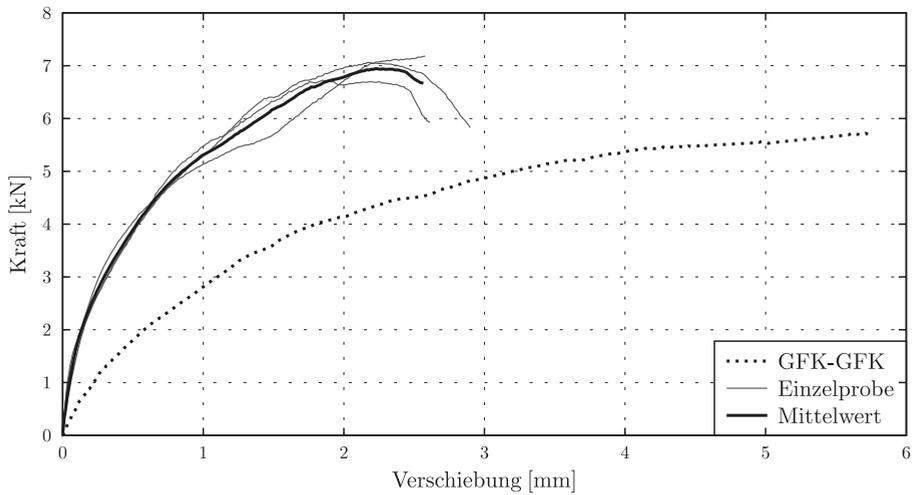


Bild 3-15: experimenteller Versuchsaufbau zur Ermittlung der Schraubenfestigkeit

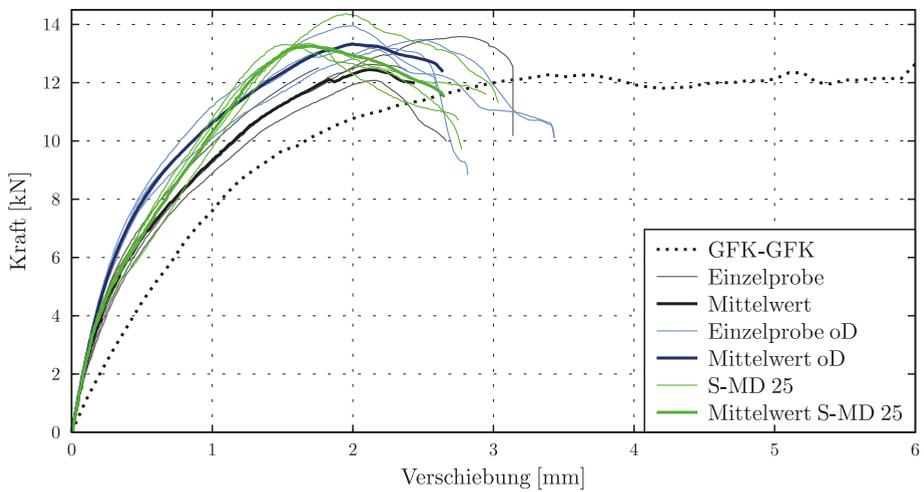
higkeit von 13,5 kN gegenüber 3,8 kN und zum anderen ist durch das dünnere Blech von 3 mm gegenüber 6 mm GFK der Hebelarm zwischen Bauteilachse und Verbindungsstelle geringer, so dass ein kleineres Moment auf das Verbindungsmittel wirkt. Dies verringert die Schiefstellung der Selbstbohrschraube. Die Platten gaben in der Lochleibung nach, so dass sich die Schrauben schief stellen konnten. Außerdem krümmten sich die GFK-Platte bzw. das Stahlblech und wurden auseinander gezogen. Bei keiner der drei Proben kam es zu einem vollständigen Versagen. Die Versuche wurden abgebrochen, weil keine nennenswerte Laststeigerung mehr zu erwarten war und die Verbindungen offensichtlich beschädigt waren.

Bei den SL-Verbindungen mit 2 Selbstbohrschrauben zeigte sich ein ähnliches Verhalten für die maximalen Verschiebungen und Beanspruchungen (vgl. Bild 3-17). Im Mittel wurde eine maximale Beanspruchbarkeit von 12,2 kN erreicht und lag damit 0,4 kN unter dem Mittelwert der reinen GFK-Verbindungen von 12,6 kN [28].

Die maximale Kraft der reinen GFK-Verbindungen wurde jedoch erst bei einer zugehörigen Verschiebung von 4,4 mm erreicht und war damit doppelt so groß wie die Verschiebung von 2,2 mm der Stahl-GFK-Verbindungen (im Folgenden "Mischverbindung" genannt).



(a) SLV mit einem Verbindungsmittel



(b) SLV mit zwei Verbindungsmitteln mit und ohne Dichtung
(oD = ohne Dichtung)

Bild 3-17: Kraft-Verformungs-Kurven der SL-Verbindungen mit einer und zwei SBS

Tabelle 3-6: Ergebnisse - mehrreihiger SL-Verbindungen

SLV	Proben- anzahl	Stahl-GFK			GFK-GFK [28]		
		F_{mean} [kN]	u_{zugeh} [mm]	K_{10-40} [N/mm]	F_{mean} [kN]	u_{zugeh} [mm]	K_{10-40} [N/mm]
1	3	7,0	2,2	9470	5,52	4,6	2835
2	4	12,2	2,2	14939			
2 ^a	4	13,3	2,0	19419	12,6	4,4	8245
2 ^b	4	13,6	1,7	14787			
3	3	27,9	3,3	20405	25,97	n.b.	n.b.
9	3	74,4	3,8	60306	77,38	n.b.	n.b.
10	3	64,7	6,1	70570	81,59	n.b.	n.b.

n.b. = nicht bekannt

^aSelbstbohrschraube S-MD 55Z ohne Dichtung, aber mit 2 U-Scheiben

^bSelbstbohrschraube S-MD 25

Der Effekt auf die Anfangssteifigkeit war mit 14.939 N/mm gegenüber 8.245 N/mm nicht ganz so groß, aber immer noch eine deutliche Verbesserung. Außerdem zeigten die Versuche ohne Dichtung, dass die Anfangssteifigkeit nochmals von 14.939 N/mm auf 19.419 N/mm gesteigert werden konnte. Dies führte bei den Probekörpern ohne Dichtung bereits bei 2,0 mm zu einer etwas größeren mittleren maximalen Beanspruchbarkeit von 13,3 kN. Daher werden die Konstruktionsvarianten ohne Dichtung an den Unterlegscheiben der Selbstbohrschrauben mit den *Hilti* Selbstbohrschrauben S-MD 25 5,5 x 40 geplant.

Die charakteristische Abschertragfähigkeit der verwendeten Selbstbohrschraube *Hilti* S-MD 55Z 5,5 x 52 beträgt gemäß [25], Anlage 38, für verbundene Bauteile von 2 mm und größer 6 mm und Stahlgüten größer S 235 9,1 kN. Die Verbindung mit einem Verbindungsmittel erreicht eine mittlere maximale Beanspruchbarkeit von 7,0 kN und die mit 2 Verbindungsmitteln von 12,2 kN. Letzteres entspricht einer maximalen Beanspruchung eines Verbindungsmittels von 60 % der mittleren maximalen Beanspruchung [R2]. Die mittlere maximale Beanspruchung einer Schraube beträgt 7,3 kN und liegt damit unter der Beanspruchbarkeit von 9,1 kN. Daher kam es zu keinem Abscheren der Schrauben, aber zu einem Nachgeben in den Lochleibungen und Schiefstellen der Schrauben. Außerdem wurde die GFK-Platte bzw. das Stahlblech gekrümmt und auseinandergezogen. Bei keiner der vier Proben kam es zu einem vollständigen Versagen. Die Versuche wurden abgebrochen, weil keine nennenswerte Laststeigerung mehr zu erwarten war und die Verbindungen offensichtlich beschädigt waren.

Die Selbstbohrschraube *Hilti* S-MD 25 5,5 x 40 hat gemäß [R5], Anlage 28, für 2 mm und 6 mm verbundene Bauteile und Stahlgüten größer S 235 eine charakte-

ristische Abschertragfähigkeit von 7,69 kN. In den Versuchen wurde eine mittlere maximale Beanspruchbarkeit von 13,6 kN bei einer zugehörigen Verschiebung von 1,7 mm erreicht. Die mittlere maximale Beanspruchung der ersten Schraubenreihe beträgt somit 8,2 kN (60 % der mittleren maximalen Beanspruchung) und liegt damit über der Tragfähigkeit von 7,69 kN. Bei allen Versuchen wurden ein Abscheren der Schrauben festgestellt, was die Zahlenwerte bestätigt. Außerdem kam es zu Nachgiebigkeiten in den Lochleibungen, Schiefstellen der Schrauben und krümmen der GFK-Platte bzw. des Stahlblechs. Die Platten wurden erneut auseinandergezogen. Die Anfangssteifigkeit liegt mit 14.787 N/mm im Bereich der S-MD 55Z mit Dichtung. Vermutlich wurde keine größere Anfangssteifigkeit erreicht, weil der Schraubendurchmesser der S-MD 25 mit 4,7 mm kleiner ist als der Schraubendurchmesser der S-MD 55Z mit 5,0 mm. Außerdem hat der Hersteller das Schraubengewinde geändert.

Für die SL-Verbindungen mit 3, 9 und 10 Selbstbohrschrauben sind in [28] keine Kraft-Verformungs-Kurven angegeben, jedoch die mittleren maximalen Beanspruchbarkeiten.

Die Kraft-Verformungs-Kurven der Mischverbindungen mit 3, 9 und 10 Selbstbohrschrauben sind in Anhang A.2 dargestellt. Bei den SL-Verbindungen mit 3 Selbstbohrschrauben konnte die maximale mittlere Beanspruchung gegenüber der reinen GFK-Verbindung um 1,9 kN auf 27,9 kN gesteigert werden. Es kam zu keinem Abscheren der Schrauben, aber zu einem Nachgeben in den Lochleibungen und zu einem Schiefstellen der Schrauben. Außerdem wurden die Platten auseinandergezogen. Bei keiner der drei Proben kam es zu einem vollständigen Versagen. Die Versuche wurden abgebrochen, weil keine nennenswerte Laststeigerung mehr zu erwarten war und die Verbindungen offensichtlich beschädigt waren. Die rechnerisch maximal mögliche charakteristische Zugfestigkeit des Nettoquerschnitts des Stahlblechs beträgt 43,7 kN und der GFK-Platte 57,0 kN, so dass die maximale mittlere Beanspruchung von 27,9 kN deutlich unter den Zugfestigkeiten der Platte bzw. des Blechs liegt. Dies stimmt mit der Beobachtung überein, dass kein Fließen des Stahlblechs oder kein Reißen der GFK-Platte aufgetreten ist.

Für die SL-Verbindung mit 9 Selbstbohrschrauben ergibt sich eine niedrigere maximale mittlere Beanspruchung von 74,4 kN gegenüber 77,38 kN erreicht. Die maximal mögliche rechnerische charakteristische Zugfestigkeit des Nettoquerschnitts des Stahlblechs beträgt 76,8 kN und der GFK-Platte 100,1 kN, so dass die maximale mittlere Beanspruchung von 74,86 kN geringfügig unter der rechnerischen Zugfestigkeit des Stahlblechs und deutlich unter der rechnerischen Zugfestigkeit der GFK-Platte liegt. Im Bereich der Einspannung und im Bereich der oberen Schraubenreihe kam es zum Fließen und Einschnüren des Stahlblechs. Bei einer Probe kam es zu einem interlaminaren Scherbruch in der GFK-Platte (vgl. Bild 3-18).

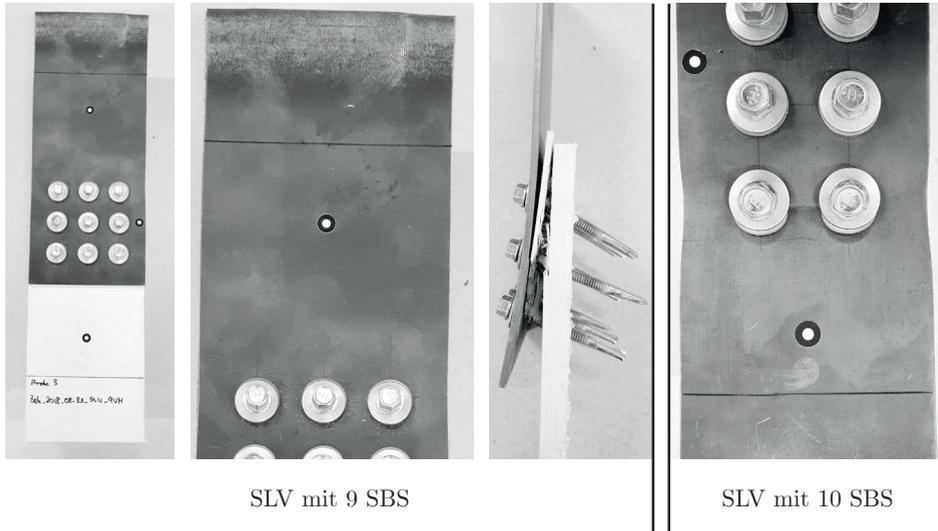


Bild 3-18: Versagensbilder SLV mit 9 und 10 SBS

Die SL-Verbindung mit 10 Selbstbohrschrauben erreicht eine deutlich geringere maximale mittlere Beanspruchung von 64,7 kN gegenüber 81,59 kN. Die maximal mögliche rechnerische charakteristische Zugfestigkeit des Nettoquerschnitts des Stahlblechs beträgt 57,3 kN und der GFK-Platte 74,7 kN, so dass die maximale mittlere Beanspruchung von 64,7 kN über der rechnerischen Zugfestigkeit des Stahlblechs und deutlich unter der rechnerischen Zugfestigkeit der GFK-Platte liegt. Bei allen drei Proben ist die Stahlplatte im Bereich der oberen Schraubenreihe in Fließen übergegangen und eingeschnürt.

Die der 6 mm GFK-Platte zugeordnete Stahlblechdicke war mit 3 mm ausreichend und die der 10 mm GFK-Platte mit 3 mm zu gering, d.h. dass die charakteristischen Grenzzugkräfte des Stahlblechs und der GFK-Platte können miteinander verglichen werden und die deutlich größeren Teilsicherheitsbeiwerte des GFK haben keinen Einfluss auf die Wahl der Stahlblechdicke.

3.8 Abmessungen und Tragfähigkeitsannahmen der Konstruktionsvarianten

3.8.1 GFK-Profile und Bezeichnungsschlüssel der Konstruktionsvarianten

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei I-Profile und zwei K-Profile der Firma *Composite Technologie Systeme GmbH (CTS)* aus *Geesthacht* verwendet. Anders als im Stahlbau sind die Flansch- und Stegdicken eines Profils gleich groß. Das kleinere I-Profil hat die Abmessungen $h/b/t = 120/100/8$ mm und das größere I-Profil $h/b/t = 200/100/10$ mm. Das niedrigere K-Profil hat die Abmessungen $h/b/t = 100/100/8$ mm und das höhere K-Profil $h/b/t = 120/60/5$ mm.

Der Bezeichnungsschlüssel der Konstruktionsvarianten gliedert sich in drei Bereiche. Der Anfangsbuchstabe kennzeichnet die Querschnittsform (I für I-Profile oder K für K-Profile), gefolgt von der Nummerierung der Konstruktionsvariante (1 oder 2). Anschließend folgt die Querschnittshöhe (100, 120 oder 200) und zuletzt eine laufende Nummer.

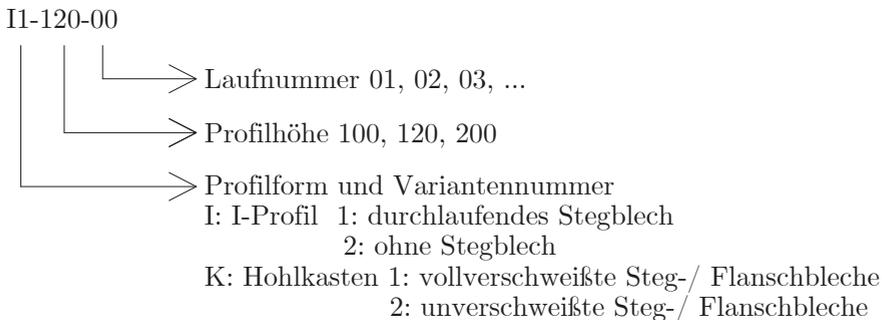


Bild 3-19: Bezeichnungsschlüssel der Konstruktionsvarianten

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Formeln zur Ermittlung der Mindestwerte der Achs- und Randabstände für die Stahlbauschrauben (I-Profile) nach [R2] gemäß Tabelle 3-4 ermittelt. Aus der Tabelle ist nicht ersichtlich, ob diese Werte gegenüber den Formeln für die Stahlbauteile für die volle Tragfähigkeit maßgebend sind. Die Mindestwerte für die Stahlbauteile werden mit dem Lochdurchmesser anstelle des Schaftdurchmessers ermittelt. Für die Selbstbohrschrauben (K-Profile) werden die Formeln gemäß [28] verwendet. Eine Überprüfung mit den Formeln für die Stahlbauteile ist nicht erforderlich, weil der Schaftdurchmesser dem Lochdurchmesser entspricht.

Grundsätzlich können die Mindestwerte für I- und K-Profile aufgrund der unterschiedlichen Verbindungsmittelarten unterschieden werden. Für Selbstbohrschrauben wird der Bohrspitzendurchmesser von 4,7 mm verwendet. Der maximal mögliche Durchmesser der Stahlbauschrauben muss in den folgenden Kapiteln ermittelt werden. Daher werden die Mindestwerte der Achs- und Randabstände für 10, 12 und 16 mm ermittelt. Für den Achsabstand p_1 zeigt sich für die Durchmesser 12 mm und 16 mm in Tabelle 3-7, dass der Mindestwert für den Stahl größer ist als für das GFK.

Tabelle 3-7: Mindestwerte der Rand- und Achsabstände der Konstruktionsvarianten

Profil	d [mm]	Material	e_1 [mm]	e_2 [mm]	p_1 [mm]	p_2 [mm]
I	10	GFK	40	20	40	40
		Stahl	31,5	15,8	39,4	31,5
	12	GFK	48	24	48	48
		Stahl	39	19,5	48,8	39
	16	GFK	64	32	64	64
		Stahl	54	27	67,5	54
K	4,7		23,5	9,4	23,5	18,8

Die Versuchsproben wurden mit einem einfachen Druckversuch geprüft und in Originalgröße getestet. Die Länge der Stützen und Träger hing im Wesentlichen vom Versuchsaufbau und der Prüfmaschinengröße ab.

Die bemaßte zeichnerische Darstellung der einzelnen Varianten kann dem Anhang A.3 entnommen werden.

3.8.2 Schraubenanzahl in Querrichtung und Schaftdurchmesser (I-Profile)

Zunächst werden die maximal mögliche Schraubenanzahl in Querrichtung und die Schaftdurchmesser bestimmt. Die Querschnitte sind jeweils 100 mm breit. Abzüglich der Stegdicke und der Ausrundungsradien ergibt sich für die Unterlegscheibe (U-Scheibe) d_u , den Bohrlochdurchmesser d_0 und den erforderlichen Randabstand

e_2 auf jeder halben Flanschbreite ein gerader vorhandener Bereich x . Für I1-120 und I2-120 ergibt sich ein gerader Bereich x von 36 mm und für I1-200 und I2-200 von 40 mm. Zunächst wird geprüft, wie groß der maximale Schaftdurchmesser für eine Stahlbauschraube je halber Flanschbreite sein darf. Zusätzlich ist der Achsabstand quer zur Krafrichtung p_2 zu überprüfen.

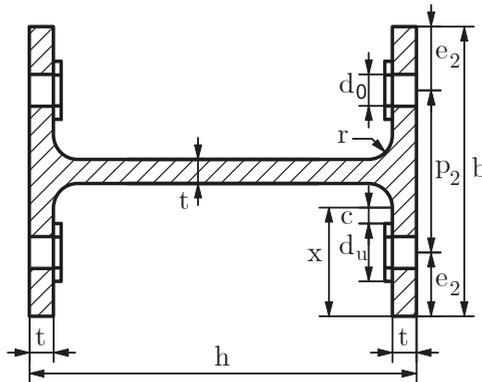


Bild 3-20: Querschnitt der I-Profile mit Lochschwächung und U-Scheiben

Die Profilbreite b , die Stegdicke t , der Profilausrundungsradius r , der U-Scheiben-Außendurchmesser d_u , der Achsabstand p_2 und der Randabstand e_2 bestimmen den maximal möglichen Schaftdurchmesser d der Sechskantschrauben. Die U-Scheiben sind mit 2 verschiedenen Außendurchmessern erhältlich. In [N12] sind die U-Scheiben mit normalem Außendurchmesser $d_{u,klein}$ und in [N1] mit großem Außendurchmesser $d_{u,gro}$ geregelt. Je größer der Außendurchmesser, desto größer ist der Widerstand gegen Schiefstellen bzw. Durchstanzen der Schrauben. Die Profilquerschnitte geben jedoch nicht immer die volle Auflagefläche für die großen Scheiben wieder. Daher werden für beide U-Scheibentypen die maximal möglichen Schaftdurchmesser ermittelt. Das Kriterium ist das Maß c und wird nach Gleichung (3.7) ermittelt. Das Ergebnis muss positiv sein, damit der Schaftdurchmesser mit der entsprechenden U-Scheibe verwendet werden kann.

$$c = x - e_2 - 0,5 \cdot d_u \quad (3.7)$$

Der Bohrlochdurchmesser d_0 ist die Summe aus dem Schaftdurchmesser d und dem Lochspiel gemäß Tabelle 3-5.

Das erste Kriterium für die Wahl des Schaftdurchmessers ist der maximal mögliche Mindestwert des Achs- und Randabstands. Die Summe der Achs- und Randabstände B_{min} darf gemäß Gleichung (3.8) nicht größer sein als die Querschnittsbreite b . Für einen Durchmesser von 12 mm ergibt sich eine minimal mögliche Breite von 96 mm, also 4 mm weniger als die tatsächliche Querschnittsbreite von 100 mm (vgl. Tabelle 3-8). Für einen Durchmesser von 16 mm ergibt sich eine

Tabelle 3-8: Querschnittsabmessungen der I-Profile

h	b	t [mm]	r	x	d	$e_{2,min}$	$p_{2,min}$ [mm]	B_{min}
120	100	8	10	36	10	20	40	80
200	100	10	5	40	12	24	48	96
					16	32	64	128

minimal mögliche Breite von 128 mm. Daraus folgt, dass ein Durchmesser von 16 mm nicht verwendet werden kann.

$$B_{min} = 2 \cdot e_{2,min} + p_{2,min} \leq b \quad (3.8)$$

Tabelle 3-9: Mögliche Schaftdurchmesser und zugehörige U-Scheiben der I-Profile

d [mm]	[N12]			[N1]		
	$d_{u,klein}$	c_{120} [mm]	c_{200}	$d_{u,groß}$	c_{120} [mm]	c_{200}
10	20	6	10	30	1	5
12	24	0	4	37	-6,5	-2,5
16	30	-11	-7	50	-21	-17

Als weiteres Kriterium zeigt die Auswertung der Gleichung (3.7), dass für die kleinen U-Scheiben positive Werte für c der Durchmesser 10 mm und 12 mm ermittelt werden (vgl. Tabelle 3-9). Zur Unterscheidung der beiden I-Profile wurde die Profilhöhe für das Maß c in den Index eingeführt. Für das 120er Profil ergibt sich für den Durchmesser 10 mm ein restlicher Abstand von 6 mm und für den Durchmesser 12 mm endet die U-Scheibe direkt vor dem Radius (0 mm). Ähnliches gilt für das 200er Profil. Bei einem Durchmesser von 10 mm verbleibt ein restlicher Abstand von 10 mm und bei einem Durchmesser von 12 mm ein restlicher Abstand von 4 mm. Es ist also sowohl ein Durchmesser von 10 mm als auch von 12 mm möglich. Die großen U-Scheiben weisen für 12 mm negative Werte auf und lassen nur einen Durchmesser von 10 mm zu.

Nach [R2] muss der Durchmesser für GFK-Bauteile größer oder gleich der Bauteildicke und kleiner oder gleich dem 1,5-fachen der Bauteildicke sein (vgl. Gleichung (3.9)). Der Durchmesser von 12 mm liegt innerhalb der Grenzen, weil 12 mm größer als die Wanddicken 8 mm und 10 mm sowie kleiner oder gleich dem 1,5-fachen der Werte 12 mm und 15 mm ist.

$$t \leq d \leq 1,5 \cdot t \quad (3.9)$$

Ein größerer Schaftdurchmesser bedeutet auch eine größere Abschertragfähigkeit. Dies wird als wichtiger erachtet als ein Durchstanzen oder Schiefstellen der Schraube. Daher werden für die Konstruktion Stahlbauschrauben mit einem Durchmesser von 12 mm und die zugehörigen U-Scheiben mit einem Außendurchmesser von 24 mm verwendet. Der Randabstand quer zur Krafrichtung ist mit 24 mm und der Achsabstand mit 52 mm festgelegt.

3.8.3 Stahlblechdicke der Fügebauteile sowie Achs- und Randabstände der Schrauben (I-Profile)

Die Stahlblechdicke der Flansche wird, wie in Kapitel 3.7 beschrieben, aus der charakteristischen Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts ermittelt. Diese muss größer sein als die charakteristische Grenzzugkraft des GFK-Flansches. Es wird S235 mit einer Zugfestigkeit $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$ und GFK des Herstellers CTS mit einer Zugfestigkeit $f_{tx} = 49,37 \text{ N/mm}^2$ für die 120er I-Profile und $f_{tx} = 36,98 \text{ N/mm}^2$ für die 200er I-Profile verwendet. Die Breite der Stahlbleche entspricht mit 100 mm der Breite der GFK-Flansche.

Die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts $P_{s,Rk}$ nach Gleichung (3.6) des GFK-Flansches des 120er Profils beträgt 129,9 kN und des 200er Profils 121,6 kN. Für ein 5 mm dickes Stahlblech beträgt die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts $N_{u,Rk}$ nach Gleichung (3.5) 119,9 kN und ist damit zu gering. Ein 6 mm dickes Stahlblech hat eine charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts $N_{u,Rk}$ von 143,9 kN.

$$N_{pl,Rk} = A \cdot f_y \quad (3.10)$$

$$E_k = A \cdot f_{tx} \quad (3.11)$$

Im Vergleich dazu beträgt die charakteristische Grenzzugkraft des GFK-Flanschquerschnitts E_k nach Gleichung (3.11) 395,0 kN (120er I-Profil) bzw. 369,8 kN (200er I-Profil) und für das 6 mm dicke Stahlblech $N_{pl,Rk}$ nach Gleichung (3.10) 141,0 kN. Es zeigt sich, dass die Tragfähigkeit des GFK-Nettoquerschnitts immer am geringsten ist und die Stahlblechdicke von 6 mm ausreichend dimensioniert ist.

Die charakteristische Lochleibungstragfähigkeit für GFK kann nach Gleichung (3.13) gemäß [13] und für Stahl nach Gleichung (3.12) gemäß [N9] ermittelt werden. Eine Abminderung durch Achs- und Randabstände ist nicht erforderlich,

Tabelle 3-10: charakteristische Grenzzugkräfte der I-Profile

Geometrie					
b	100	mm	M 12	2	Stk.
e_2	24	mm	d	12	mm
p_2	52	mm	d_0	13	mm
charakteristische Grenzzugkräfte der Nettoquerschnitte					
GFK 120 / 200			Stahl		
f_{tx}	49,37 / 36,98	N/mm ²	f_u	360	N/mm ²
t	8 / 10	mm	t	5; 6	mm
k_{tc}	2,25	-			
A_{net}	5,9 / 7,4	cm ²	A_{net}	3,7; 4,4	cm ²
$P_{s,Rk}$	129,9 / 121,6	kN	$N_{u,Rk}$	119,9; 143,9	kN
charakteristische Grenzzugkräfte der Querschnitte					
GFK 120 / 200			Stahl		
			f_y	235	N/mm ²
A	8,0 / 10,0	cm ²	A	6,0	cm ²
E_k	395,0 / 369,8	kN	$N_{pl,Rk}$	141,0	kN

weil die Mindestwerte der Achs- und Randabstände gemäß Tabelle 3-7 eingehalten werden.

$$F_{b,Rk} = k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t \quad (3.12)$$

$$P_{sL,Rk} = d \cdot t \cdot k_{cc} \cdot f_p \quad (3.13)$$

In der Gleichung (3.12) beschreiben die Beiwerte k_1 und α_b die Abminderung infolge der Unterschreitung der Achs- und Randabstände. Diese Werte dürfen auf den maximal möglichen Wert von 2,5 für k_1 und 1,0 für α_b gesetzt werden, da die Achs- und Randabstände für eine volle Tragfähigkeit eingehalten werden (vgl. Kapitel 3.5.2). Der Spannungskonzentrationsfaktor zur Berücksichtigung von Spannungsspitzen infolge Lochspiel unmittelbar vor dem Schraubenschaft k_{cc} wird näherungsweise nach Gleichung (3.14) gemäß [55] ermittelt. Die Kurzzeitlochleibungsfestigkeit in Krafrichtung f_p beträgt für die 120er Profile 30,45 kN/cm² und für die 200er Profile 35,62 kN/cm².

$$k_{cc} = \left(\frac{d}{d_0} \right)^2 \quad (3.14)$$

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit einer Stahlbauschraube beträgt bei

den 120er Profilen 24,9 kN, bei den 200er Profilen 42,7 kN und bei den 6 mm Stahlbleche 64,8 kN. Es sollte eine Stahlbauschraube gewählt werden, deren Abschertragfähigkeit möglichst mindestens gleich der Lochleibungsfestigkeit ist. Zwischen den Varianten sollten keine unterschiedlichen Schraubenfestigkeiten verwendet werden, um eine Verwechslung der Verbindungsmittel auszuschließen. Eine Stahlbauschraube M12 der Festigkeitsklasse 10.9 hat eine charakteristische Abschertragfähigkeit von 42,1 kN und entspricht damit in etwa dem geforderten Wert von 42,7 kN.

Tabelle 3-11: charakteristische Lochleibungsfestigkeiten, Abschertragfähigkeit und Tragfähigkeit der Schraubenreihen der I-Profile

charakteristische Lochleibungsfestigkeit			
GFK 120 / 200		Stahl	
k_{cc}	1,17	–	k_1 2,5 –
f_p	30,45 / 35,62	kN/cm ²	f_u 36,0 kN/cm ²
t	0,8 / 1,0	cm	t 0,6 cm
$P_{sL,Rk}$	24,9 / 42,7	kN	$\bar{F}_{b,Rk}$ 64,8 kN
charakteristische Abschertragfähigkeit M12, 10.9			
$F_{v,Rk}$	42,1	kN	
Tragfähigkeit Schraubenreihen einer GFK-Stahl-Verbindung 120 / 200 ^a			
1. Reihe	49,8 / 85,5	kN	entspricht 40 % der maximalen Last
2. Reihe	37,4 / 64,1	kN	entspricht 30 % der maximalen Last
3. Reihe	24,9 / 42,7	kN	entspricht 20 % der maximalen Last
4. Reihe	12,5 / 21,4	kN	entspricht 10 % der maximalen Last
1 - 4	124,5 / 213,7	kN	entspricht 100 % der maximalen Last

^aDiese Aufteilung entspricht einer Verbindung zwischen GFK und Stahl gemäß [R2]

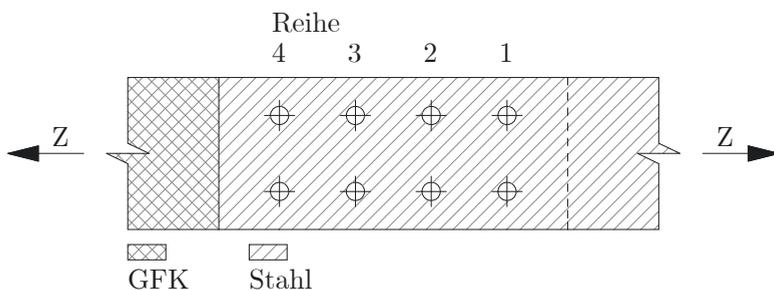


Bild 3-21: Nummerierung Schraubenreihen

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von GFK ist das schwächste Glied der betrachteten Tragfähigkeiten. Es werden 2 Schrauben nebeneinander angeordnet. Daraus ergibt sich für die erste Schraubenreihe eine Tragfähigkeit von 49,8 kN

(120er Profile) bzw. 85,5 kN (200er Profile). Es werden 4 Schraubenreihen angeordnet, so dass die oben genannten Tragfähigkeiten 40 % der Gesamttragfähigkeit des Schraubenbildes entsprechen. Der 2. Reihe können 30 %, der 3. Reihe noch 20 % und der 4. Reihe 10 % zugeordnet werden. Diese Aufteilung entspricht einer Verbindung zwischen GFK und Stahl gemäß [R2]. Die Kraft für eine 100 prozentige Lochleibungstragfähigkeit von 124,5 kN (120er Profile) bzw. 213,7 kN (200er Profile) muss durch den Nettoquerschnitt in Höhe der ersten Schraubenreihe wirken. Die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts ist bei den 120er Profilen mit 129,9 kN größer als die Lochleibungstragfähigkeit und bei den 200er Profilen mit 121,6 kN kleiner als die Lochleibungstragfähigkeit, so dass bei den 120er Profilen ein Lochleibungsversagen und bei den 200er Profilen ein Versagen des Nettoquerschnitts zu erwarten ist.

Die Höhe der Stegbleche der Konstruktionsvariante I1 wurde zwischen den Radien eingepasst und auf gerade Zentimeter abgerundet. Die Dicke wurde konstruktiv identisch zur Flanschblechdicke gewählt. Pro Stegseite wurde ein Stahlblech der Dicke 3 mm angeordnet. Insgesamt sind die Stegbleche so dick wie ein Flanschblech, d.h. auf eine GFK-Dicke kommen immer 6 mm Stahlblech.

Die Anordnung der Schrauben erfolgte im weitesten Sinne konstruktiv über die Mindestwerte der Achs- und Randabstände gemäß Tabelle 3-7. Dabei wurde darauf geachtet, dass die Schrauben in Richtung der Profilhöhe möglichst weit auseinander liegen, um einen möglichst großen Hebelarme zur Aufnahme des Moments zu erhalten. Dies hat zur Folge, dass die Schrauben im Steg bei der Montage mit den Schrauben im Flansch kollidieren. Daher wurden die Schrauben in den Stegen gegenüber den Schrauben in den Flanschen um 25 mm versetzt angeordnet. Die Randabstände der Stegbleche betragen in Richtung der Profilhöhe 20 mm und in Richtung der Pultrusionsrichtung 40 mm.

Die Randabstände im GFK-Steg betragen 40 mm zur Flanschober- und Flanschunterseite und 63 mm zur schrägen Querschnittsseite.

Zur Aussteifung der Stützenflansche der Konstruktionsvariante I2 werden runde Hohlprofile 21,3 x 4,0 mm, S235 verwendet. Die Abmessungen wurden konstruktiv so gewählt, dass die Rohre um eine 12 mm Gewindestange passen. Zwischen den Stirnseiten der runden Hohlprofile und den GFK-Flanschen wurden die gleichen Unterlegscheiben wie bei den Stahlbauschrauben angeordnet.

Weitere Rand- und Achsabstände, weitere Abmessungen der Stahlbleche und GFK-Profile sowie eine Auflistung der erforderlichen Schraubenanzahl sind in Anhang A.3 zu finden.

3.8.4 Stahlblechdicke der Fügebauteile sowie Achs- und Randabstände der Schrauben (K-Profile)

Die Stahlblechdicke der Flansche wird, wie in Kapitel 3.7 beschrieben, aus der charakteristischen Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts ermittelt. Diese muss größer sein als die charakteristische Grenzzugkraft des GFK-Flansches. Es wird ein S235 mit einer Zugfestigkeit $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$ und GFK des Herstellers *CTS* mit einer Zugfestigkeit $f_{tx} = 49,37 \text{ N/mm}^2$ für die 100er I-Profile und $f_{tx} = 51,61 \text{ N/mm}^2$ für die 120er I-Profile verwendet. Bei der Variante 1 sind die Stahlbleche 40 mm breiter und bei der Variante 2 gleich breit wie die GFK-Flansche.

Selbstbohrschrauben haben eine relativ geringe Abschertragfähigkeit, daher wurden in den Flanschen so viele Schrauben wie möglich quer zur Pultrusionsrichtung angeordnet. In den 100er Profilen mit 100 mm breiten Flanschen wurden 5 Selbstbohrschrauben und in den 120er Profilen mit 60 mm breiten Flanschen 3 Selbstbohrschrauben verwendet.

Die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts $P_{s,Rk}$ nach Gleichung (3.6) eines GFK-Flansches der 100er Profile beträgt 134,3 kN und der 120er Profile 52,6 kN. Beide Varianten sollen mit der gleichen Stahlblechdicke von 6 mm ausgeführt werden. Maßgebend sind die 120er Profile, weil die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnittes $N_{u,Rk}$ nach Gleichung (3.5) der Variante 1 mit 226,5 kN (K1-100) bzw. 167,0 kN (K1-120) deutlich größer ist als die der Variante 2 mit 148,7 kN (K2-100) bzw. 89,2 kN (K2-120). Somit haben die Stahlbleche im Vergleich zu den GFK-Flanschen bei allen Varianten eine größere Tragfähigkeit des Nettoquerschnitts.

Im Vergleich dazu beträgt die charakteristische Grenzzugkraft des GFK-Flanschquerschnitts E_k nach Gleichung (3.11) 395,0 kN (100er K-Profil) bzw. 154,8 kN (120er K-Profil) und für das 6 mm dicke Stahlblech $N_{pl,Rk}$ nach Gleichung (3.10) 197,4 kN (K1-100), 141,0 kN (K2-100 und K1-120) bzw. 84,6 kN (K2-120). Es zeigt sich, dass die Tragfähigkeit des GFK-Nettoquerschnitts immer am geringsten ist und die Stahlblechdicke von 6 mm ausreichend dimensioniert ist.

Die charakteristische Lochleibungstragfähigkeit kann für GFK nach Gleichung (3.13) gemäß [13] und für Stahl nach Gleichung (3.12) gemäß [N9] ermittelt werden. Eine Abminderung der charakteristischen Lochleibungstragfähigkeit infolge Achs- und Randabstände ist für die Stahlbleche nicht erforderlich, weil die Mindestwerte der Achs- und Randabstände für die volle Tragfähigkeit gem. Tabelle 3-7 eingehalten werden. Der Mindestrandabstand e_2 für das GFK beträgt 0,94 cm und der Mindestachsabstand p_2 beträgt 1,88 cm. Alle Abstände nach Tabelle 3-12, bis auf p_2 der 100er K-Profile, werden eingehalten, so dass sich die charakteris-

Tabelle 3-12: charakteristische Grenzzugkräfte der K-Profile

Geometrie 100 / 120					
b	100 / 60	mm	SBS 25	5 / 3	Stk.
GFK: e_2	15 / 10	mm	Stahl: e_2 K1	35 / 30	mm
			Stahl: e_2 K2	15 / 10	mm
p_2	17,5 / 20	mm	$d = d_0$	4,7	mm
charakteristische Grenzzugkräfte der Nettoquerschnitte					
GFK 100 / 120			Stahl 100 / 120		
f_{tx}	49,37 / 51,61	N/mm ²	f_u	360	N/mm ²
t	8 / 5	mm	t	6	mm
k_{tc}	2,25	-			
A_{net}	6,1 / 2,3	cm ²	A_{net} K1	7,0 / 5,2	cm ²
			A_{net} K2	4,6 / 2,8	cm ²
$P_{s,Rk}$	134,3 / 52,6	kN	$N_{u,Rk}$ K1	226,5 / 167	kN
			$N_{u,Rk}$ K2	148,7 / 89,2	kN
charakteristische Grenzzugkräfte der Querschnitte					
GFK 100 / 120			Stahl 100 / 120		
			f_y	235	N/mm ²
A	8,0 / 3,0	cm ²	A K1	8,4 / 6,0	cm ²
			A K2	6,0 / 3,6	cm ²
E_k	395,0 / 154,8	kN	$N_{pl,Rk}$ K1	197,4 / 141	kN
			$N_{pl,Rk}$ K2	141 / 84,6	kN

tische Lochleibungstragfähigkeit der 100er K-Profile um das Verhältnis 1,75/1,88 reduziert.

Matharu und *Mottram* untersuchten in [43] den Einfluss des Gewindeschafes einer Stahlbauschraube im Vergleich zum glatten Schaft auf die charakteristische Lochleibungstragfähigkeit. Je kleiner der Schaftdurchmesser, desto geringer ist der Einfluss des Gewindes. Bei den Durchmessern 10 mm, 12 mm, 16 mm und 20 mm liegt der Reduktionsfaktor immer über dem Wert von 0,6 gemäß dem amerikanischen LFRD Standard von 2010 [R1]. Die Kontaktfläche zwischen GFK und Schraubengewinde ist bei Stahlbauschrauben und Selbstbohrschrauben unterschiedlich. Zwischen dem Gewinde der Stahlbauschraube und dem GFK besteht im Bereich der Einkerbungen des Gewindes auf der Oberfläche des Stahlbauschraubenschafes kein planmäßiger Kontakt. Dadurch reduziert sich die Kontaktfläche und die spitzwinkligen Gewindeaußenkanten können leichter in das GFK eindringen und zu kleinen Beschädigungen an der Bohrlochoberfläche des GFK führen. Zwischen den Selbstbohrschrauben und dem GFK entsteht kein Spalt, sondern das Gewinde

schneidet sich beim Eindrehen in das GFK ein. Es ist auszuschließen, dass beim Eindrehen der Selbstbohrschrauben keine planmäßige Beschädigung der GFK-Oberfläche entsteht. Mit Mikrorissen, Aufreibungen oder Mikroabplatzungen ist immer zu rechnen. Daher wird für die Vorplanung die charakteristische Lochleibungstragfähigkeit um den Reduktionsfaktor 0,9 angepasst. Diese Annahme einer um 10 % geringeren Lochleibungstragfähigkeit ist ggf. durch weitere Versuche zu überprüfen.

In der Gleichung (3.12) beschreiben die Beiwerte k_1 und α_b die Abminderung infolge der Unterschreitung der Achs- und Randabstände. Diese Werte dürfen auf den maximal möglichen Wert von 2,5 für k_1 und 1,0 für α_b gesetzt werden, da die Achs- und Randabstände für eine volle Tragfähigkeit eingehalten werden (vgl. Kapitel 3.5.2). Der Spannungskonzentrationsfaktor zur Berücksichtigung von Spannungsspitzen infolge Lochspiel unmittelbar vor dem Schraubenschaft k_{cc} wird mit 1,0 angenommen, da kein Lochspiel vorhanden ist. Die Kurzzeitlochleibungsfestigkeit in Kraftrichtung f_p beträgt für die 100er K-Profile 30,45 kN/cm² und für die 120er K-Profile 30,39 kN/cm².

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit einer Selbstbohrschraube beträgt 9,6 kN bei den 100er Profilen, 6,4 kN bei den 120er Profilen und 25,4 kN bei den 6 mm Stahlblechen. Es sollte eine Selbstbohrschraube gewählt werden, deren Abschertragfähigkeit möglichst mindestens gleich der Lochleibungsfestigkeit ist. Für die Selbstbohrschrauben gibt es keine unterschiedlichen Schraubenfestigkeiten. Daher war die Klemmlänge das entscheidende Kriterium und es wurde die Selbstbohrschraube S-MD 25 GZ 5,5 x 40 mit einer charakteristischen Abschertragfähigkeit von 7,69 kN gewählt.

Die charakteristische Abschertragfähigkeit der Selbstbohrschrauben ist mit 7,69 kN die geringste der betrachteten Tragfähigkeiten bei den 100er Profilen, obwohl die Achsabstände der Schrauben bei den 100er Profilen quer zur Pultrusionsrichtung kleiner als der von *Gehmert* empfohlene Wert gewählt wurde. Anders verhält es sich bei den 120er Profilen, weil die charakteristische Lochleibungstragfähigkeit mit 6,4 kN unter der charakteristischen Abschertragfähigkeit einer Selbstbohrschraube von 7,69 kN liegt. Daraus ergibt sich für die erste Schraubenreihe in den Flanschen eine rechnerische Tragfähigkeit von 38,5 kN (100er Profile) bzw. 19,3 kN (120er Profile). Es werden 4 Schraubenreihen angeordnet, so dass die oben genannten Tragfähigkeiten 40 % der Gesamttragfähigkeit des Schraubenbildes entsprechen. Der 2. Reihe können 30 %, der 3. Reihe noch 20 % und der 4. Reihe 10 % zugeordnet werden. Diese Aufteilung entspricht einer Verbindung zwischen GFK und Stahl gemäß [R2] (vgl. Bild 3-21). Die Kraft für eine 100 % Abschertragfähigkeit von 96,1 kN (100er Profile) bzw. Lochleibungstragfähigkeit von 48,2 kN (120er Profile) muss durch den Nettoquerschnitt in Höhe der ersten Schraubenreihe in den Flanschen wirken. Die charakteristische Grenzzugkraft des Nettoquerschnitts ist mit 134,3 kN bei den 100er Profilen größer als die

Tabelle 3-13: charakteristische Lochleibungsfestigkeiten, Abschertragfähigkeit und Tragfähigkeit der Schraubenreihen der K-Profile

charakteristische Lochleibungsfestigkeit			
GFK 100 / 120			Stahl
k_{cc}	1,0	–	2,5
f_p	30,45 / 30,39	kN/cm ²	f_u
t	0,8 / 0,5	cm	t
$P_{sL,Rk}$	9,6 / 6,4	kN	$F_{b,Rk}$
			25,4
			kN
charakteristische Abschertragfähigkeit SBS 25			
$F_{v,Rk}$	7,69	kN	
Tragfähigkeit Schraubenreihen einer GFK-Stahl-Verbindung 100 / 120 ^a			
1. Reihe	38,5 / 19,3	kN	entspricht 40 % der maximalen Last
2. Reihe	28,8 / 14,5	kN	entspricht 30 % der maximalen Last
3. Reihe	19,2 / 9,6	kN	entspricht 20 % der maximalen Last
4. Reihe	9,6 / 4,8	kN	entspricht 10 % der maximalen Last
1 - 4	96,1 / 48,2	kN	entspricht 100 % der maximalen Last

^aDiese Aufteilung entspricht einer Verbindung zwischen GFK und Stahl gemäß [R2]

Abschertragfähigkeit und mit 52,6 kN bei den 120er Profilen größer als die Lochleibungstragfähigkeit, so dass bei den 100er Profilen ein Abscherversagen und bei den 120er Profilen ein Lochleibungsversagen zu erwarten ist.

Die Höhe der Stegbleche entspricht den Profilhöhen. Die Dicke wurde aus konstruktiven Gründen gleich der Flanschblechdicke gewählt. Pro Stegseite wurde ein Stahlblech der Dicke 6 mm angeordnet.

Die Anordnung der Schrauben erfolgte konstruktiv über die Mindestwerte der Achs- und Randabstände gemäß Tabelle 3-7. Dabei wurde darauf geachtet, dass die Schrauben in Richtung der Profilhöhe möglichst weit auseinander liegen, um einen möglichst großen Hebelarm für das Moment zu erhalten. Dies führt dazu, dass sich die Schrauben von Flansch und Steg innerhalb des Hohlprofils berühren würden. Daher wurden die Schrauben in den Stegen gegenüber den Schrauben in den Flanschen versetzt angeordnet. Die Schrauben in den Stegen der 120er Profile wurden ebenfalls versetzt angeordnet, weil sich die Schrauben aufgrund der geringen Profilhöhe berühren würden. Die Rand- und Achsabstände, die weiteren Abmessungen der Stahlbleche und GFK-Profile sowie eine Auflistung der erforderlichen Schraubenanzahl können dem Anhang A.3 entnommen werden.

3.8.5 Abschätzung der Momententragfähigkeit der Eckverbindungen

Die Momententragfähigkeit des Anschlusses kann nach Gleichung (3.15) oder (3.16) ermittelt werden. Der Hersteller *CTS* gibt neben dem geforderten Mindestwert der axialen Biegefestigkeit nach DIN EN 13706-3 [N6] $f_{b,1,E23}$ die axiale Biegespannung als Anwendungsgrenze für das Kurzzeitverhalten $\sigma_{b,1,K}$ und das Langzeitverhalten $\sigma_{b,1,L}$ für alle seine Profile identisch an. Des Weiteren liegen für die einzelnen Querschnitte Versuchsergebnisse der axialen Biegefestigkeit $f_{b,1,Versuch}$ nach DIN EN ISO 14125 [N10] vor (vgl. Tabelle 3-14).

$$M_{B,i} = W_y \cdot f_{b,1,i} \quad (3.15)$$

$$M_{B,i} = W_y \cdot \sigma_{b,1,i} \quad (3.16)$$

Für jedes Profil ergeben sich vier verschiedene Momententragfähigkeiten des Anschlusses. Die Werte aus den Versuchen liegen deutlich über den Anforderungen der Normen.

Tabelle 3-14: Klassifizierung nach der Tragfähigkeit

Profil		K 100	K 120	I 120	I 200
W_y	[cm ³]	83,69	51,57	96,28	229,27
$\sigma_{b,1,L}$	[kN/cm ²]	7,0	7,0	7,0	7,0
$\sigma_{b,1,K}$	[kN/cm ²]	13,5	13,5	13,5	13,5
$f_{b,1,E23}$	[kN/cm ²]	24,0	24,0	24,0	24,0
$f_{b,1,Versuch}$	[kN/cm ²]	65,90	58,08	95,90	54,95
$M_{B,L}$	[kNm]	5,86	3,61	6,74	16,05
$M_{B,K}$	[kNm]	11,30	6,96	13,00	30,95
$M_{B,E23}$	[kNm]	20,09	12,38	23,11	55,02
$M_{B,Versuch}$	[kNm]	55,15	29,95	63,45	125,98
$0,25 \cdot M_{B,L}$	[kNm]	1,46	0,90	1,68	4,01
$0,25 \cdot M_{B,K}$	[kNm]	2,82	1,74	3,25	7,74
$0,25 \cdot M_{B,E23}$	[kNm]	5,02	3,09	5,78	13,76
$0,25 \cdot M_{B,Versuch}$	[kNm]	13,79	7,49	15,86	31,50
$M_{B,Anschluss,1}$	[kNm]	21,1	8,7	43,6	34,4
$M_{B,Anschluss,2}$	[kNm]	21,1	8,7	37,7	24,3

Eine Abschätzung der Biegetragfähigkeit der Anschlüsse ist über die Abschertrag-

fähigkeit der Verbindungsmittel bzw. die Lochleibungstragfähigkeit vorzunehmen (vgl. Kapitel 3.8). Die kleinere Tragfähigkeit wird für die Berechnung der Tragfähigkeit im Querschnitt der ersten Schraubenreihe des Riegels verwendet. Jeder Anschluss hat 4 Schraubenreihen in den Flanschen bzw. im Steg, so dass die erste Schraubenreihe 40 % der Gesamtlast aufnimmt und somit die am höchsten belastete Schraubenreihe darstellt. Ein Versagen im Bereich der Schrauben ist daher in dieser Schraubenreihe als erstes der 4 Schraubenreihen zu erwarten. Die 40 % der Gesamtlast stellen somit 100 % der Abschertragfähigkeit bzw. der Lochleibungstragfähigkeit der ersten Schraubenreihe dar. Über den Nettoquerschnitt der Flansche bzw. des Steges werden die restlichen 60 % der Gesamtlast abgetragen. Aus der Gesamtlast kann die Biegetragfähigkeit der Anschlüsse für Variante 1 $M_{B,Anschluss,1}$ bzw. Variante 2 $M_{B,Anschluss,2}$ ermittelt werden.

Die Biegetragfähigkeit der Anschlüsse ist mit der Biegetragfähigkeit aus den Versuchen $M_{B,Versuch}$ bzw. $0,25 \cdot M_{B,Versuch}$ zu vergleichen. Die Anschlüsse K-100 erreichen mit 21,1 kNm 38,4 % der Biegetragfähigkeit 55,2 kNm aus den Versuchen. Außerdem wird die 25 %-Grenze in von 13,8 kNm um 153,4 % überschritten. Ein ähnliches Bild ergibt sich für die Anschlüsse K-120. Mit der Anschlusstragfähigkeit von 8,7 kNm werden 29,0 % der Biegetragfähigkeit von 30,0 kNm aus den Versuchen erreicht. Auch hier kann die 25 %-Grenze um 115,9 % überschritten werden. Auf dieser Basis können die Anschlüsse der K-Profile zunächst als teiltragfähig eingestuft werden. Der Anschluss I2 weist im Bereich des Steges keine Schrauben auf. Daher ergeben sich im Vergleich zum Anschluss I1 andere Tragfähigkeiten. Der Anschluss I1-120 hat eine Biegetragfähigkeit von 43,6 kNm und der Anschluss I2-120 von 37,4 kNm. Die Werte entsprechen 68,7 % bzw. 58,9 % der Biegetragfähigkeit 63,5 kNm des Profils. Die 25 %-Grenze wird mit 274,8 % bzw. 235,5 % deutlich überschritten. Der Anschluss I1-200 hat eine Biegetragfähigkeit von 34,4 kNm und der Anschluss I2-200 von 24,3 kNm. Diese Werte entsprechen 27,3 % bzw. 19,3 % der Biegetragfähigkeit 126,0 kNm des Profils. Der Grenzwert von 25 % wird nur vom Anschluss I1-200 mit 109,3 % überschritten. Der Anschluss I2-200 erreicht mit 21,5 kNm nur 77,2 % der 25 %-Grenze. Auf dieser Basis können die Anschlüsse der I-Profile mit Ausnahme des Anschlusses I2-200 zunächst als teiltragfähig eingestuft werden. Der Anschluss I2-200 ist zunächst als gelenkig einzuordnen. Bisher ist noch völlig unklar, ob das Vorgehen auf Basis der Stahlbaunormen überhaupt eins zu eins anwendbar ist. Sie dient zunächst nur als Orientierung bzw. als erste Annäherung. Es ist nach wie vor sinnvoll, diesen Anschluss auch experimentell zu untersuchen und ggf. in der numerischen Simulation zu optimieren.

Für die GFK-Profile gibt es aufgrund des anisotropen Materialverhaltens mehrere E-Module. Zum einen gibt es den Mindestwert des axialen Zugmoduls nach DIN EN 13706-3 [N6] $E_{1,E23}$. In Versuchen konnte für alle Profile ein deutlich größerer Wert des axialen Zugmoduls nach DIN EN ISO 527-4 [N11] $E_{1,V}$ ermittelt werden. Zum anderen gibt es den axialen Biegemodul. Hier konnte in Versuchen

Tabelle 3-15: Klassifizierung nach der Steifigkeit

Profil		K 100	K 120	I 120	I 200
L	[mm]	450	460	570	570
L_B	[mm]	1102,27	1126,77	1396,21	1396,21
I_b	[mm ⁴]	4184405	3094167	5776043	22926667
E_S	[N/mm ²]	18000	17453	18000	20000
$E_{1,E23}$	[N/mm ²]	23000	23000	23000	23000
$E_{1,V}$	[N/mm ²]	33176	30159	33176	31474
$E_{B,V}$	[N/mm ²]	31165	23865	31165	28399
$K_{starr,S}$	[kNm/mrad]	1,71	1,20	1,86	8,21
$K_{starr,E23}$	[kNm/mrad]	2,18	1,58	2,38	9,44
$K_{starr,V}$	[kNm/mrad]	3,15	2,07	3,43	12,92
$K_{starr,B,V}$	[kNm/mrad]	2,96	1,64	3,22	11,66
$K_{gelenkig,S}$	[kNm/mrad]	0,0342	0,0240	0,0372	0,1642
$K_{gelenkig,E23}$	[kNm/mrad]	0,0437	0,0316	0,0476	0,1888
$K_{gelenkig,V}$	[kNm/mrad]	0,0630	0,0414	0,0686	0,2584
$K_{gelenkig,B,V}$	[kNm/mrad]	0,0592	0,0328	0,0645	0,2332

ein ähnlich großer Wert des axialen Biegemoduls nach DIN EN ISO 14125 [N10] $E_{B,V}$ im Vergleich zum axialen Zugmodul ermittelt werden. Die Bedingungen für die Klassifizierung anhand der Grenzkurven nach DIN EN 1993-1-8 Absatz 5.2 [N9] sind für ein homogenes Material festgelegt. Bei der Simulation der Rahmenecken in Kapitel 5 wird für die GFK-Profile ein vereinfachtes Materialgesetz zugrunde gelegt. Das Materialgesetz wird als elastisch-plastisches Tragverhalten eines homogenen Querschnitts abgebildet. Die in der Simulation verwendete Anfangssteifigkeit E_S soll auch für die Klassifizierung nach der Steifigkeit verwendet werden. Da noch nicht klar ist, wie gut die Klassifizierung funktioniert, werden zunächst für alle E-Module die Grenzkurven in Tabelle 3-15 ermittelt. Für die entwickelten Anschlüsse ist es im Gegensatz zur Klassifizierung nach der Tragfähigkeit nicht so einfach, die Steifigkeit des Anschlusses zu bestimmen. Daher wird auf diese Abschätzung verzichtet.

3.8.6 Gewicht der Eckverbindungen

Die Dichte des Stahls ist um den Faktor 4,26 größer als die des in dieser Arbeit verwendeten GFK. Die Dichte von Stahl beträgt 78,5 kN/m³ und die von GFK 18,44 kN/m³. Das Gewicht der Fügebauteile und der Profile wurde für die geplanten Abmessungen ermittelt. Daraus ergibt sich ein um 27 % bis 48 % höheres Gewicht

für die Eckverbindungen mit Fügebauteilen aus Stahl anstelle von GFK. Die entsprechenden Werte können der Tabelle 3-16 entnommen werden. Das Gewicht der Verbindungsmittel (VM) wurde mit der Schraubenanzahl gemäß Anhang A.3 ermittelt. Für eine Selbstbohrschraube wurde ein Gewicht von 7 g, für eine Stahlbauschraube der Länge 35 mm mit Unterlegscheiben und Mutter ein Gewicht von 90,9 g und für eine Stahlbauschraube der Länge 40 mm mit Unterlegscheiben und Mutter ein Gewicht von 95,1 g zugrunde gelegt.

Die Selbstbohrschrauben haben mit ca. 15 % im Vergleich zu den Stahlbauschrauben mit ca. 30 bis 60 % einen relativ geringen Gewichtsanteil an den GFK-Profilen. Bezogen auf die Gesamt konstruktion kann der Anteil der Stahlbauschrauben auf 15,6 bis 23,7 % reduziert werden. Wären die Fügebauteile aus GFK, läge der Anteil dazwischen.

Die Fügebauteile und die Schrauben aus Stahl haben einen großen Anteil am Gesamtgewicht der Eckverbindungen. Wenn bei der Planung das Gewicht der Konstruktion entscheidend ist, darf das Gewicht der Fügebauteile und der Schrauben nicht vernachlässigt werden. Auch bei längeren Profilen ist zu prüfen, ob der Anteil der Fügebauteilen und Schrauben nennenswert ist.

Tabelle 3-16: Gewicht der Eckverbindungen

Variante	Fügebauteile		Delta [kg (%)]	VM [kg]	GFK [kg]
	aus GFK [kg]	aus Stahl [kg]			
K1-100 P1-3	1,86	7,90	6,05 (43)	0,78	5,45
K1-100 P4-6	1,86	7,90	6,05 (39)	0,78	6,87
K2-100	1,52	6,48	4,96 (39)	0,78	5,38
K1-120	1,79	7,63	5,83 (48)	0,56	4,03
K2-120	1,45	6,15	4,71 (44)	0,56	4,03
I1-120	1,65	7,02	5,37 (29)	4,36	7,00
I2-120	1,33	5,67	4,34 (28)	3,05	7,02
I1-200	2,45	10,44	7,99 (31)	4,56	11,17
I2-200	1,72	7,32	5,60 (27)	3,31	10,50

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Allgemeines

Um das Tragverhalten von geschraubten Eckverbindungen von Bauteilen aus glasfaserverstärktem Kunststoff mit Stahlfügebauteilen näher zu untersuchen, wurden im Rahmen der vorliegenden Dissertation experimentelle Untersuchungen im Labor für Technische Mechanik der HafenCity Universität Hamburg durchgeführt. Es wurden 4 verschiedene Verbindungsvarianten verwendet und jede Verbindungsvariante an 2 Querschnitten untersucht (vgl. Bild 4-1). Die Prüfkörperbezeichnung erfolgt analog zu Bild 3-19. Jede Verbindung wurde 5-mal hergestellt. Eine Ausnahme bildet die Variante K1-100 mit 6 Probekörpern. Ab dem 4. Probekörper wurde das Stützenprofil verlängert, so dass pro Profillänge 3 Probekörper vorhanden sind. Durch die Verlängerung des Stützenprofils wurde die Einspannlänge entsprechend vergrößert. Insgesamt wurden 41 Eckverbindungen untersucht.

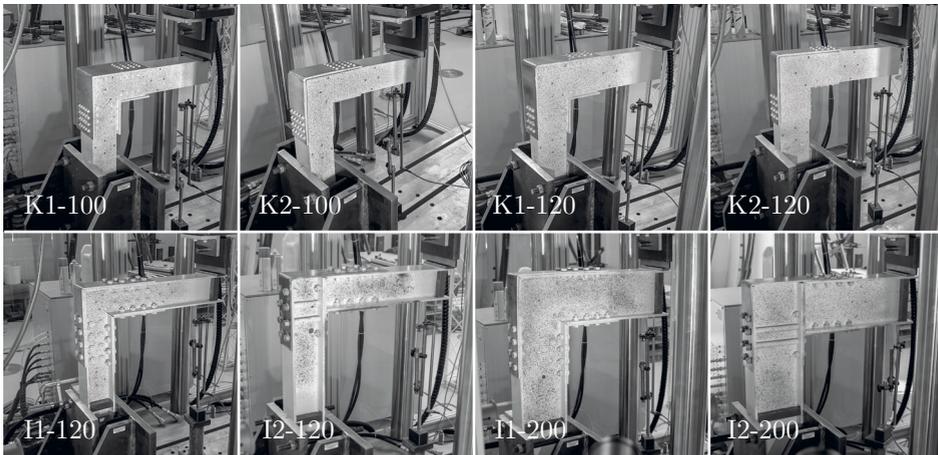


Bild 4-1: Eckverbindungen im experimentellen Versuch

Im Hinblick auf die Ausbildung der Steg-Flansch-Verbindungen in der numerischen Simulation wurden aus dem restlichen Material 10 cm lange Stücke herausgeschnitten und in einem Druckversuch untersucht (vgl. Bild 4-2). Es wurden insgesamt 29 Versuche durchgeführt. Pro Querschnitt sollten mindestens 5 Ver-

suche durchgeführt werden. Letztendlich wurden 6 Versuche am Hohlkastenprofil 100/100/8 mm, 7 Versuche am Hohlkastenprofil 120/60/5 mm, 7 Versuche am Doppel-T-Profil 120/100/8 mm und 9 Versuche am Doppel-T-Profil 200/100/10 mm durchgeführt.

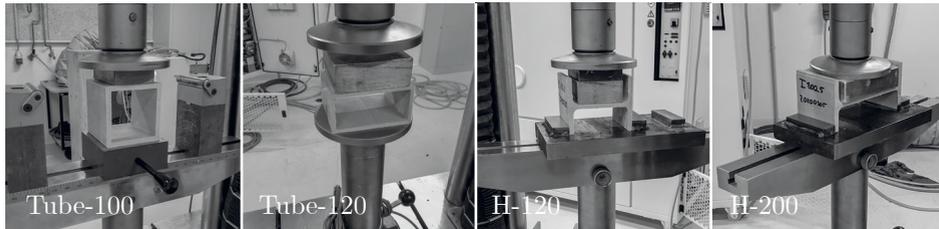


Bild 4-2: Tube und H 10 cm Stücke im experimentellen Versuch

4.2 Probekörper

Die GFK-Träger und -Stützen sowie die 10 cm GFK-Stücke wurden aus 1,5 m bzw. 2,0 m langen Profilen der Firma *CTS Composite Technologie Systeme GmbH* zugeschnitten. Zum Einsatz kam eine Tischzugsäge (*FESTOOL PRECISIO CS 70*) mit diamantkornbeschichteter Trennscheibe (D 427 N, geschlossener Belag mit je 3 Freischneidern). Die Schnitthöhe betrug 70 mm, so dass fast alle Querschnittstrennungen mit 2 Schnitten durchgeführt werden mussten. Dadurch waren die Querschnittsenden der Träger und Stützen nicht zu 100 % eben. Die Unebenheit betrug maximal 1 mm. Größere Unebenheiten wurden nachbearbeitet. Eine Ausnahme bildete das Hohlprofil 120/60/5 mm, das mit einem Schnitt abgetrennt werden konnte.

Bei den Eckverbindungen wurde stets darauf geachtet, dass zwischen den Stirnseite der Profile bzw. zwischen einer Stirnseite und einem Stahlblech ein Spalt vorhanden ist, um einen ungewollten Kraftflusses zu vermeiden.

Die Eckverbindungen der I-Profile und die zugehörigen Fügebauteile wurden für die 12 mm Stahlbauschrauben mit einem 13 mm Stahlbohrer in einer Standbohrmaschine vorgebohrt (vgl. Bild 4-3). Dabei dienten die vorgebohrten Stahlbleche als Schablone für die Bohrungen in den GFK-Profilen. Die Stahlbleche wurden abgelängt, vorgebohrt, entgratet und verschweißt. Beim Schweißen verzogen sich die Stahlbleche teilweise leicht. Der Verzug war so gering, dass die Stahlbleche von Hand an die GFK-Profile gedrückt und verschraubt werden konnten. Die Stahlbauschrauben wurden von Hand mit einem Drehmoment von 25 Nm angezogen.

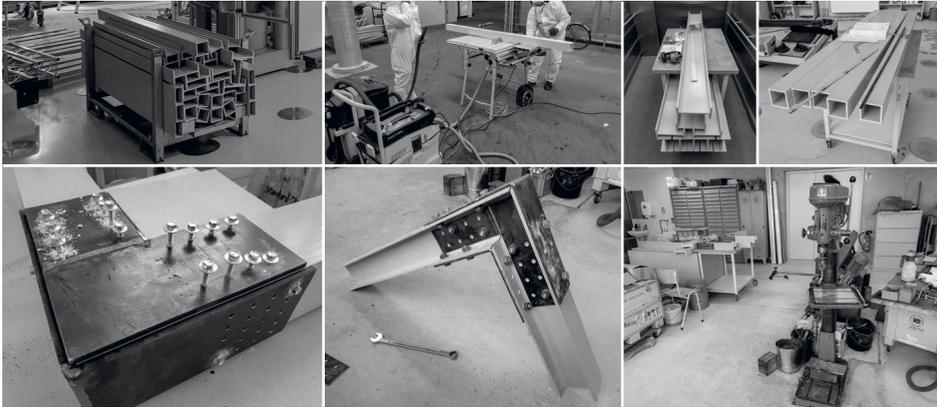


Bild 4-3: Material, Zuschnitt und Montage der Eckverbindungen

Die Eckverbindungen der Hohlkastenprofile wurden für die Selbstbohrschrauben nicht vorgebohrt. Lediglich die Stahlbleche wurden mit einem 4,7 mm Stahlbohrer in einer Standbohrmaschine vorgebohrt. Dadurch wurde sichergestellt, dass die Selbstbohrschrauben immer senkrecht und in den geplanten Abständen gesetzt wurden. Die 6 mm dicken Stahlbleche wurden wie bei den I-Profilen entsprechend vorbereitet, d.h. abgelänkt, vorgebohrt, entgratet und verschweißt. Anschließend wurden die Stahlbleche mit den GFK-Profilen verschraubt. Bei der Variante K-1 mit verschweißten Steg- und Flanschblechen mussten die GFK-Profile mit einem kleinen Vorschlaghammer und einem Unterlegklotz in diese Stahlverbinder eingeschlagen werden.

Die Schnittkanten der Querschnittstrennung sowie die Bohrlöcher wurden nicht versiegelt.

4.3 Versuchseinrichtung und Versuchsdurchführung der Eckverbindungen

Die Versuche wurden in einem 4-Säulen-Prüfrahmen auf einem Spannfeld von 7 m x 10 m - Rasterabstand 1 m mittels eines hydrostatisch gelagerten servohydraulischen Prüfzylinders der Firma *Inova* Typ AH1000-400 mit einer Nennlast von 1000 kN und einem Kolbenhub von 400 mm durchgeführt. Der Prüfzylinder wurde von einem Hydraulikgerät der Firma *Inova* Typ HU 165 angetrieben. Als Messverstärker wurde der Typ *MGCplus* der Firma *Hottinger Baldwin Messtechnik HBM* (Einschub ML455, Genauigkeitsklasse 0,05) verwendet. Alle Versuche wurden weggesteuert mit einer Kolbengeschwindigkeit von 2,0 mm/min durchge-

führt. Die Messrate betrug bei allen Versuchen 1 Hz bzw. 1/4 Hz nach 400 Bildern und die Datenerfassung erfolgte mit der Software *Catman5.0* von *HBM*. Die Kraftmessung erfolgte mit einer Kraftmessdose Typ U3 (Genauigkeitsklasse 0,2) der Firma *HBM* mit einer zulässigen Gesamtkraft von ± 50 kN. Zur Messung der Durchbiegung am Kragarmende wurde ein induktiver Wegaufnehmer der Firma *HBM* (TYP WA, Messlänge 100 mm, Linearitätsabweichung $< 0,2$ %) verwendet (vgl. Bild 4-4).



Bild 4-4: 4-Säulenprüfrahmen mit hydrostatisch gelagerten servohydraulischen Prüfzylinder, Kraftmessdose (± 50 kN), induktiver Wegaufnehmer und Spannvorrichtung für die Druckversuche der Eckverbindungen

Die Verformung der Eckverbindung wurde mit einem berührungslosen, räumlichen, optischen Messsystem *Aramis V6.3 5M* mit 2 Sensoren (4 Kameras 5Mpx) synchron von der Firma *GOM* gemessen. Damit können Verformungen berührungslos analysiert, berechnet und dokumentiert werden. Vor jeder einzelnen Messung müssen die dem Messsystem zugewandten Seitenflächen (Stege) der Prüfkörper vorbereitet werden. Im Rahmen der Versuche wurden 2 Messverfahren angewendet. Zum einen wurden mindestens 3 Punkt-Messmarken auf jede Oberfläche geklebt. Dadurch kann *Aramis* die Orientierung der Flächen im Raum bestimmen. Es war von vornherein nicht klar, wo auf den GFK-Oberflächen eine Schädigung auftritt. Eine Schädigung an den Stahlblechoberflächen wurde ausgeschlossen. Befindet sich eine Schädigung im Bereich einer Punkt-Messmarke, so kann die Schädigung dazu führen, dass sich die Punkt-Messmarke von der Oberfläche löst und das Programm *Aramis* die Fläche verliert. *Aramis* könnte dann keine verwertbaren Daten mehr ermitteln. Daher wurden jeweils 4 Punkt-Messmarken auf die Oberfläche der GFK-Stütze und des GFK-Riegels geklebt. Die Punkt-Messmarken wurden so angeordnet, dass jeweils 2 Punkt-Messmarken in

den Profilachsen auf der GFK-Oberfläche lagen. Diese Punkte konnten programmintern mit einer virtuellen Geraden auf dem Riegel bzw. der Stütze verbunden werden. *Aramis* ermittelte den Winkel der beiden Geraden zueinander. Während der Versuchsdurchführung und der damit verbundenen Lageänderung der Punkt-Messmarken war somit die Winkeländerung bzw. die Verdrehung bekannt (vgl. Bild 4-5).



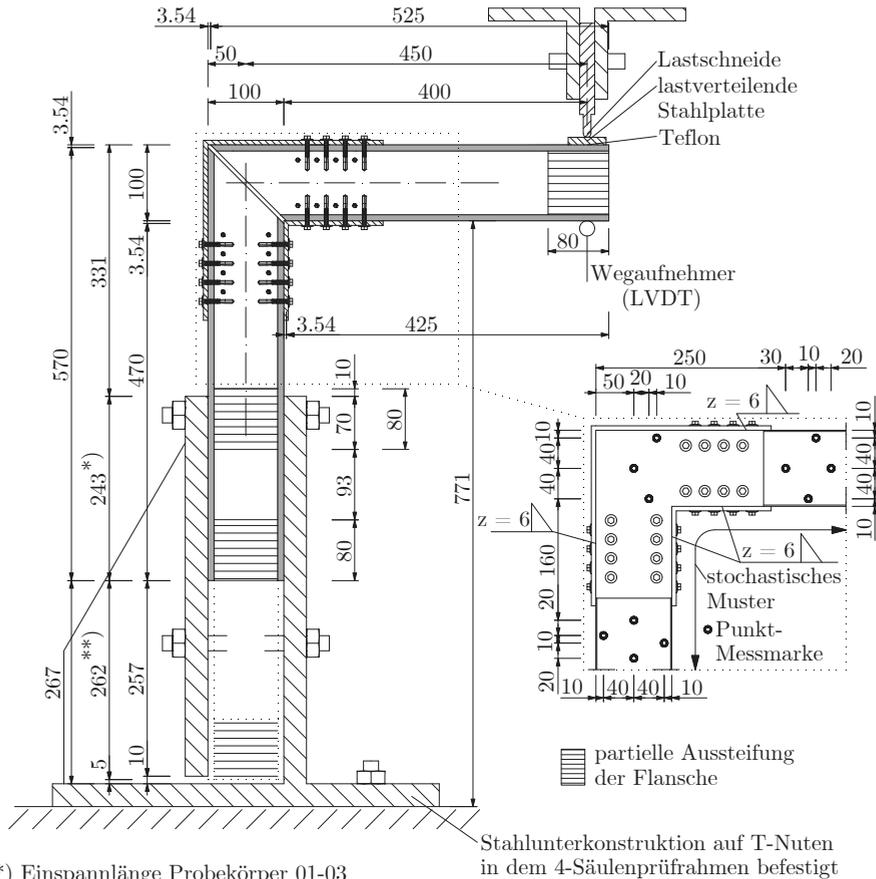
Bild 4-5: links: stochastisches Muster und Punkt-Messmarken im Druckversuch, rechts: virtuelle Geraden in *Aramis* zur Ermittlung der Verdrehung

Zum anderen wurden vor dem Aufkleben der Punkt-Messmarken zusätzlich die dem Messsystem zugewandten Seitenflächen der Stege weiß angesprüht und anschließend mit Graphit ein gleichmäßiges stochastisches Muster erzeugt (vgl. Bild 4-5). Auf diese Weise können die Dehnungen in den Bauteilen und auch die Verdrehung ermittelt werden. Dies hatte einen reinen Sicherheitsaspekt für den Fall, dass mehrere Punkt-Messmarken während des Versuchs unbrauchbar werden. Da dies in keinem Fall eintrat, wurden die Verdrehungen ausschließlich mit den Punkt-Messmarken bestimmt. Vor Beginn der ersten Messung ist es notwendig, die optische Sensoreinheit, bestehend aus zwei Kameras, zu kalibrieren, um die Maßhaltigkeit sicherzustellen. Dies geschieht mit Kalibrierobjekten, die auf Kamera und Messobjekte abgestimmt sind. Der genaue Ablauf der Kalibrierung ist in [4] beschrieben. Anschließend wird die Sensoreinheit so ausgerichtet, dass sich der Prüfkörper im kalibrierten Messvolumen befindet. Bei Belastung des Prüfkörpers beobachtet *Aramis* die Verformung des Messobjekts über eine Vielzahl von quadratischen oder rechteckigen Bildausschnitten, den sogenannten Facetten. Diese werden über die einzelnen Grauwertstrukturen des Farbsprühmusters erkannt und verfolgt. Aus jeder Facette resultiert nach der Berechnung eine Punkt-Messmarke bzw. eine 3D-Koordinate.

Das Signal der Kraftmessung wurde in *Aramis* eingespeist. Dadurch konnte während des Versuchs das Moment von *Aramis* über die Kragarmlänge gleich mit berechnet werden.

Die Stützen wurden eingespannt und am Kragarmende wurde eine statische vertikale Last nach unten (negatives Eckmoment) aufgebracht. Die Einspannung erfolgte in einer Stahlunterkonstruktion bestehend aus 3 cm dicken Stahlplatten. Die Einspannvorrichtung bestand aus einer 51 cm hohen Stahlplatte, die über 4 Gewindestangen mit einer losen Stahlplatte verbunden war. Das Stützenprofil wurde zwischen die Stahlplatten gestellt und durch Anziehen der Muttern der 4 Gewindestangen eingespannt. Diese Stahlunterkonstruktion wurde auf der Prüfmaschine in T-Nuten verschraubt. Durch die T-Nuten war es möglich, die Stahlunterkonstruktion entsprechend der unterschiedlichen Kragarmlängen so zu verschieben, dass die Last immer am Kragarmende aufgebracht werden konnte. Zwischen der Lastschneide und der GFK-Oberfläche wurde eine lastverteilende Stahlplatte und zwischen der Stahlplatte und der GFK-Oberfläche ein Stück Teflon angeordnet. Die Stahlplatte verhinderte ein Eindringen der Lastschneide in das deutlich weichere GFK und das Teflon ermöglichte ein Gleiten der Stahlplatte auf dem GFK, d.h. der Rauigkeitswert konnte auf ein erforderliches Maß herabgesetzt werden. In einem ersten Versuch ohne Teflon zeigte sich, dass sich die Lastschneide, die lastverteilende Stahlplatte und das GFK nicht gegeneinander verschoben. Das GFK wurde aber durch die Stützenverformung verschoben. Dies führte zu einer Schrägstellung der Kraftmessdose.

Um ungewollte Profilverformungen im Einspann- und Lastaufbringungsbereich zu vermeiden, wurden in die Hohlprofilen Holzklötze und zwischen die Flansche der I-Profile Stahlabstandshalter eingepasst. Bild 4-6 zeigt beispielhaft für die Variante K1-100 alle für die Versuchsdurchführung und -auswertung erforderlichen Abmessungen. Eine detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaus und der Durchführung der Variante K1-100 findet sich auch in der Masterthesis von Herrn Siegmund [64]. Die anderen Varianten sind im Anhang B.1 dargestellt.



*) Einspannlänge Probekörper 01-03

***) verlängerte Einspannlänge Probekörper 04-06

Bild 4-6: K1-100: Mittiger vertikaler Schnitt des Versuchsaufbaus

4.4 Versuchseinrichtung und Versuchsdurchführung der Tubes und H 10 cm Stücke

Die Druckversuche wurden in einer elektromechanischen Universalprüfmaschine der Firma *Frank* mit weggesteuertem Spindeltrieb und einer Geschwindigkeit von 0,5 mm/min durchgeführt. Die Kraftmessungen erfolgten mit einem Kraftaufnehmer der Firma *HBM* vom Typ *U3* mit unterschiedlichen Nennkräften (20 kN und 200 kN). Die Verformungsmessung erfolgte mit Hilfe der Wegmesser an den Differentialzylindern.

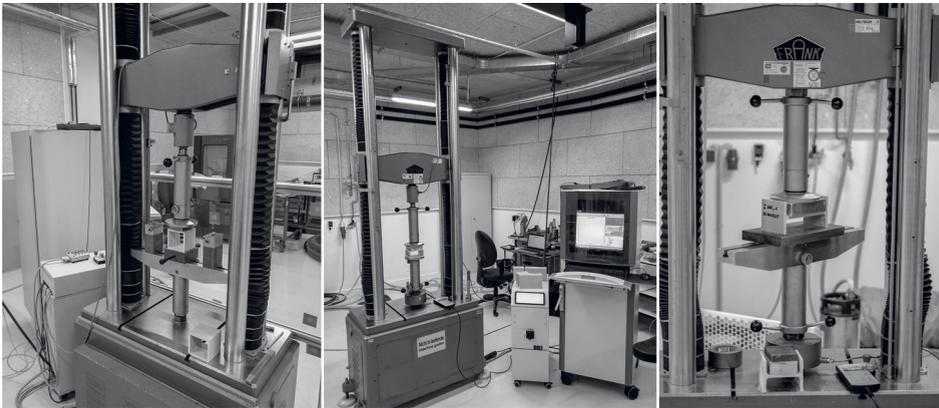


Bild 4-7: Prüfstand *Frank* der Versuche Tubes und H 10 cm Stücke

Die Prüfkörper wurden auf eine massive Unterkonstruktion aufgelegt (vgl. Bild 4-7). Zwischen Prüfzylinder und GFK-Profil wurde ein Aluminiumklotz mit angefasten Kanten gelegt und zwischen die Profilradien eingepasst.

Das quadratische Hohlprofil Tube-100 hat äußere Kantenlängen von jeweils 100 mm und eine Wanddicke von 8 mm. Bei den Versuchen wurden immer Probekörper von 10 cm Länge verwendet. Der Innenradius beträgt 3 mm und der Außenradius 1,5 mm. Der Aluminiumklotz hatte mit 100 mm die gleiche Tiefe wie das GFK-Profil. Die Breite betrug 73 mm, so dass links und rechts bis zum Beginn des Innenradius noch ca. 3 mm Platz war. Die Klotzhöhe betrug 30 mm. Verformungseinflüsse durch den Klotz waren daher nicht zu erwarten (vgl. Bild 4-8).



Bild 4-8: Tube-100: Abmessungen

Das rechteckige Hohlprofil Tube-120 hat eine äußere Kantenlänge von 120 mm in der Breite und 60 mm in der Höhe. Bei den Versuchen wurden immer Probekörper von 10 cm Länge verwendet. Die Wanddicke beträgt 5 mm. Der Innenradius beträgt 3 mm und der Außenradius 1,5 mm. Der Aluminiumklotz hatte mit 100 mm die gleiche Tiefe wie das GFRK-Profil. Die Breite betrug 105 mm, so dass links und rechts bis zum Beginn des Innenradius noch ca. 0,5 mm Platz war. Die Klotzhöhe betrug 40 mm. Verformungseinflüsse durch den Klotz waren daher nicht zu erwarten (vgl. Bild 4-9).



Bild 4-9: Tube-120: Abmessungen

Das Doppel-T-Profil H-120 hat eine äußere Kantenlänge von 120 mm in der Breite und 100 mm in der Höhe. Bei den Versuchen wurden immer Probekörper von 10 cm Länge verwendet und es wurde auf den Stegbereich gedrückt. Die Wanddicke beträgt 8 mm und der Radius in der Steg-Flansch-Verbindung 10 mm bzw. 1 mm zur Abrundung der Flanschenden. Der Aluminiumklotz bestand aus 2 Klötzen, damit die erforderliche Höhe zwischen den Flanschen erreicht werden konnte und der Prüfzylinder nicht auf die Flansche drückte. Die Klötze hatten mit 100 mm die gleiche Tiefe wie das GFRK-Profil. Die Breite betrug 84 mm, so dass die Kanten

direkt am Beginn der Radien lagen. Die Klötze hatten in Gesamthöhe von 58 mm. Verformungseinflüsse durch den Klotz waren daher nicht zu erwarten (vgl. Bild 4-10). Seitlich wurden die Flansche durch 15 mm hohe Klötze, die auf die Unterkonstruktion aufgeschweißt wurden, gegen seitliches Ausweichen der Flansche gehalten.

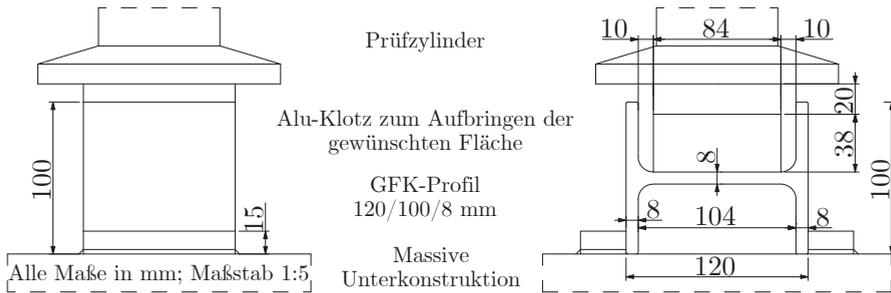


Bild 4-10: H-120: Abmessungen

Das Doppel-T-Profil H-200 hat eine äußere Kantenlänge von 200 mm in der Breite und 100 mm in der Höhe. Bei den Versuchen wurden immer Probekörper von 10 cm Länge verwendet und es wurde auf den Stegbereich gedrückt. Die Wanddicke beträgt 10 mm und der Radius in der Steg-Flansch-Verbindung 5 mm bzw. 1 mm zur Abrundung der Flanschkanten. In diesem Fall war nur ein Aluminiumklotz erforderlich, da der Prüfzylinder zwischen die Flansche passte. Der Klotz hatte mit 100 mm die gleiche Tiefe wie das GFK-Profil. Die Breite betrug 160 mm, so dass links und rechts bis zum Beginn des Radius noch 5 mm Platz war. Die Klotzhöhe betrug 38 mm. Verformungseinflüsse durch den Klotz waren daher nicht zu erwarten (vgl. Bild 4-11). Die ersten 4 Probekörper wurden ohne seitliche Abstützung der Flansche durchgeführt. Die Probekörper 5 bis 9 wurden mit seitlicher Abstützung durchgeführt. Die 15 mm hohe Abstützung wurde auf die Unterkonstruktion geschweißt und verhinderte ein seitliches Ausweichen der Flansche.

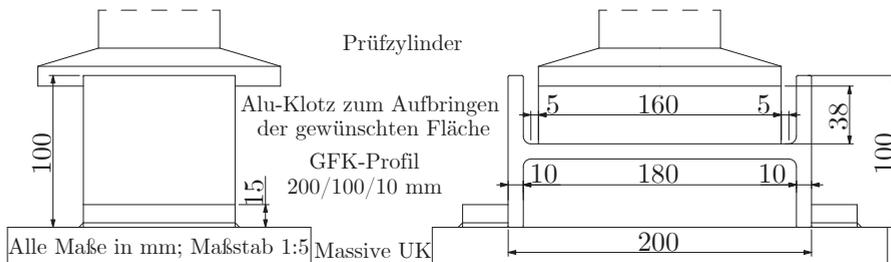


Bild 4-11: H-200: Abmessungen

4.5 Versuchsergebnisse der Eckverbindungen

Im Folgenden wird bei der Beschreibung der Versuchsergebnisse von Eckverbindungen zwischen druck- und zugbeanspruchten Flanschen unterschieden. Die druckbeanspruchten Flansche sind immer die unteren Riegeflansche bzw. die dem Riegel zugewandten Stützenflansche (innen). Entsprechend sind die zugbeanspruchten Flansche die oberen Riegeflansche bzw. die dem Riegel abgewandten Stützenflansche (außen).

Neben der Beschreibung der Schadensbilder werden die Ergebnisse der Momenten-Rotations-Beziehungen sowie der zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Beziehungen dargestellt. Die wichtigsten Kennwerte sind tabellarisch aufgeführt. Dazu gehören die maximal erreichte Kraft F_{Max} , die zugehörige Verschiebung u_{zugeh} , das maximale Biegemoment M_{Max} , die zugehörige Verdrehung θ_{zugeh} sowie die Rotationssteifigkeit der Verbindung für die Bereiche 10 bis 30 % des maximalen Biegemoments K_{10-30} und 30 bis 70 % des maximalen Biegemoments K_{30-70} (vgl. Bild 4-12). Die Steifigkeiten K_{10-30F} und K_{30-70F} der Kraft-Verschiebungs-Beziehung sind in Anhang B.2 tabelliert.

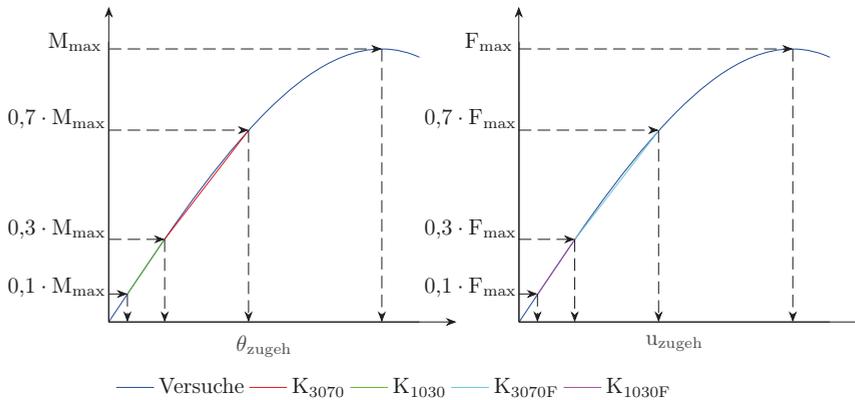


Bild 4-12: Kennwerte der Momenten-Rotations-Beziehung bzw. der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen

4.5.1 K1-100

Die ersten drei Probekörper der Eckverbindung K1-100 versagten nicht wie erwartet im Eckbereich, sondern durch einen vertikalen Riss über die gesamte Stützhöhe in der Mitte der beiden Stege. In Bild 4-13 sind die Risse im ein- und aufgebauten Zustand zu erkennen. Die Markierungen A und B dienen einerseits

der Orientierung, andererseits markieren sie den eingedrückten Flansch am Übergang zur Einspannung. Ansonsten traten bei den ersten drei Probekörpern keine weiteren Schäden auf.

Der vertikale Riss ist auf den resultierenden Schub aus den Zug- bzw. Druckkräften der Flansche zurückzuführen. Die Fläche zur Übertragung der Schubkräfte wurde durch die Verlängerung der Stützenprofile und die damit verbundene Verlängerung der Einspannlänge um 26,2 cm der Probekörper 4 bis 6 gegenüber den Probekörpern 1 bis 3 vergrößert (vgl. Bild 4-6).

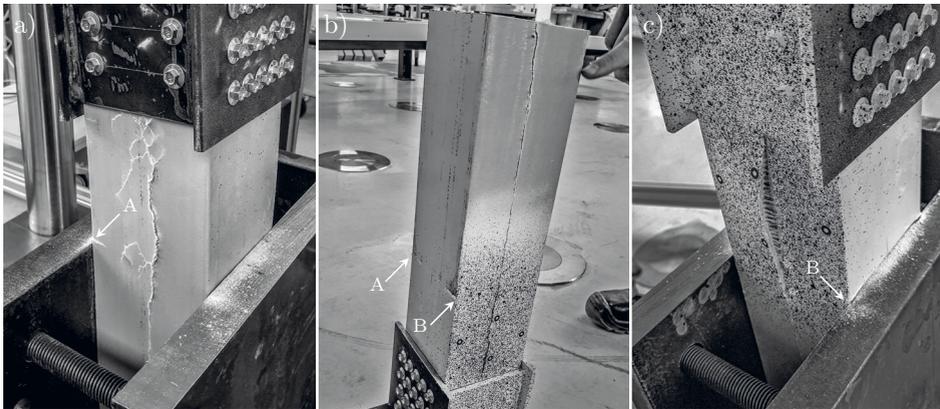


Bild 4-13: K1-100 Probekörper 1 bis 3: Vertikal aufgerissene Stützenstege im eingebauten Zustand (a und c) sowie ausgebauten Zustand (b)

Die Vergrößerung reichte aus, dass die Probekörper 4 bis 6 im Eckbereich durch das Eindringen des Stahlverbinders in den druckbeanspruchten Stützenquerschnitt versagten (vgl. Bilder 4-14 b bis f). Als Folge dessen strahlten die Risse sowohl in den Stützenflansch als auch in die Stützenstege aus. Die Markierungen A bis D in Bild 4-14 dienen der Orientierung. Die Fotos stammen von verschiedenen Probekörpern. Um Verwechslungen zu vermeiden, ist zu jedem Foto die Nummer des Probekörpers angegeben.

Die Stützenstege sind infolge des hohen Drucks in Form eines vertikalen Risses aufgeplatzt. Nur wenige Schrauben wiesen geringe plastische Verformungen auf. Beim Auseinanderschrauben der Konstruktionen zeigte sich die Materialschwächung der Schrauben. Einige Schrauben im druckbeanspruchten Stützenflansch scherten beim Herausdrehen ca. 6 mm, also in der Fuge Stahlblech-GFK, vom Schraubenkopf ab (vgl. Bild 4-14 a). Ob die Schrauben bereits während des Versuchs abgeschert wurden, kann nicht abschließend geklärt werden. Festzuhalten bleibt, dass sich die Schrauben während der Versuche plastisch verformt haben. Die Lochränder der Schraubenreihen in den zugbeanspruchten GFK-Flanschen

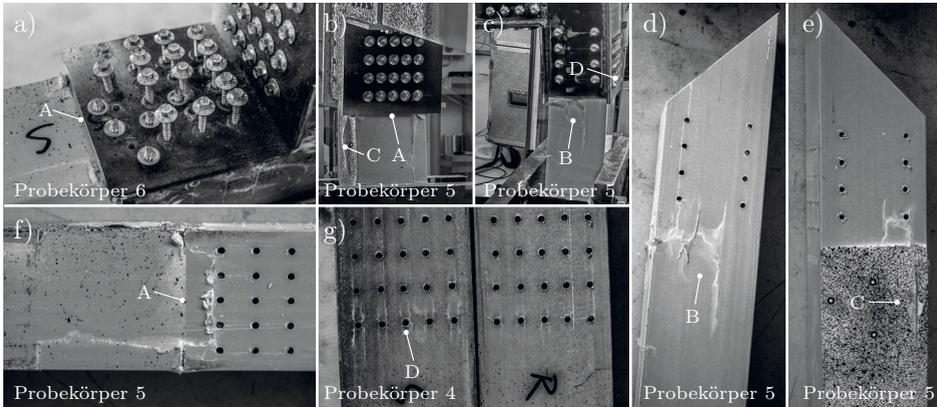


Bild 4-14: K1-100 Probekörper 4 bis 6: a) Abgescherte Schrauben im druckbeanspruchten Stützenflansch, b) bis f) eingedrückter druckbeanspruchter Stützenquerschnitt, g) Spalten in Form von Rissen an den Lochrändern der zugbeanspruchten Flansche

(Stütze und Riegel), die am weitesten von der Ecke entfernt waren, wiesen radiale Risse auf (vgl. Bild 4-14 g). Die Stege waren zwischen den Lochrändern der unteren Schraubenreihe im druckbeanspruchten Stützenflansch gespalten (vgl. Bild 4-14 f). Die Ausprägung der Risse und die Anzahl der abgescherten Schrauben waren bei den Probekörpern unterschiedlich. Dies hängt mit der unterschiedlichen Belastungsdauer nach dem schlagartigen Versagen zusammen. In der Laminebene im diagonalen Anschnitt der Profile sowie in den Stahlverbindern traten keine Schädigungen auf.

In Bild 4-15 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der sechs Versuche dargestellt. Die Proben 4 bis 6 zeigen bis zum Versagen der Proben 1 bis 3 die gleiche Kurven-Charakteristik wie die Proben 1 bis 3 auf. Die Momenten-Rotations-Kurven und die Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigen die gleiche Charakteristik. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen nichtlinearen Anstieg bis zum Versagen gekennzeichnet.

Aus den Kurvenverläufen ist ersichtlich, dass 5 der 6 Probekörper schlagartig versagen. Die Last fällt sofort ab und eine Laststeigerungen ist nicht mehr möglich. Die Kurven des 6. Probekörpers zeigen nur die Maximalwerte und keinen Lastabfall. Tatsächlich fiel auch hier die Last schlagartig ab. Durch Rissbildung wurden die Punkt-Messmarken zerstört. Ab diesem Zeitpunkt waren die Messdaten unbrauchbar. Eine Auswertung auf Basis des stochastischen Musters, welches in einigen Bereichen noch in Ordnung war, wurde nicht durchgeführt, weil kein

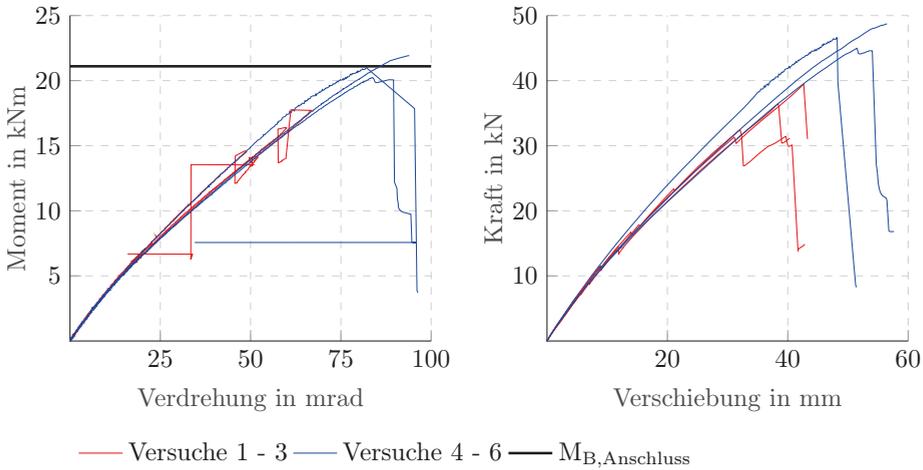


Bild 4-15: K1-100: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

Erkenntnisgewinn zu erwarten war. Das schlagartige Versagen geht bei den Probekörpern 1 bis 3 mit einem Aufreißen der Stege einher. Es war eine Verschiebung vom druckbeanspruchten zum zugbeanspruchten Stützenprofil sichtbar. Bei den Probekörpern 4 bis 6 kam es zu einem schlagartigen Eindringen des druckbeanspruchten Stützenquerschnittsteils. Der gesamte obere Konstruktionsteil sackte ab.

Die Verbindungsmittel und Lochleibungen der Probekörper 1 bis 3 waren unbeschädigt. Es ist daher plausibel, dass die Momententragfähigkeit des Anschlusses $M_{B,Anschluss}$ aus Kapitel 3.8.5 nicht erreicht wurde. Anders stellt sich die Situation bei den Probekörpern 4 bis 6 dar. Die Verbindungsmittel wiesen deutliche Beschädigungen auf und die Lochleibungen waren teilweise gerissen. Es ist daher plausibel, dass die erreichten maximalen Momente im Bereich von $M_{B,Anschluss}$ liegen.

Die eckigen Ausschläge der Momenten-Rotations-Beziehung zeigen, wie schnell das Versagen eintrat. Es ist davon auszugehen, dass die Verdrehung korrekt gemessen wurde, die Last aber nicht schnell genug gedrosselt werden konnte. Die Versuche wurden, wie in Kapitel 4.3 beschrieben, weggesteuert durchgeführt, so dass die Auslenkung im Kraft-Verschiebungs-Diagramm nicht sichtbar ist. Nach dem schlagartigen Versagen der Probekörper 1 bis 3 verändert sich die Lage der Punkt-Messmarken auf den Stützenstegen durch das Aufplatzen und seitliche Ausweichen der Stützenstege. Außerdem können sich durch den vertikalen Riss durch das Stützenprofil die druck- und zugbeanspruchten Profileteile gegeneinander ver-

Tabelle 4-1: K1-100: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	32,43	32,09	14,59	48,33	355	291
2	39,45	42,65	17,75	61,12	332	253
3	36,44	38,37	16,40	59,69	344	257
4	46,60	48,09	20,97	81,97	331	270
5	48,70	56,36	21,92	93,60	314	241
6	44,96	51,48	20,23	83,83	318	239
m_{1-3}	36,11	37,70	16,25	56,38	344	267
m_{4-6}	46,76	51,98	21,04	86,46	321	250
s_{1-3}	3,52	5,31	1,59	7,01	11,5	21,0
s_{4-6}	1,88	4,16	0,84	6,25	8,8	17,4
v_{1-3} [%]	9,8	14,1	9,8	12,4	3,3	7,8
v_{4-6} [%]	4,0	8,0	4,0	7,2	2,8	7,0

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

schieben. Während des Versuchs konnte beobachtet werden, dass beim Aufreißen der Stütze der auf Zug beanspruchte Stützentil leicht nach oben geschoben wurde. Dadurch wird die Verdrehung der Rahmenecke reduziert.

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten sind in Tabelle 4-1 getrennt für die Probekörper 1 bis 3 und 4 bis 6 angegeben. Die erste Zahl in der unteren Tabelle bezieht sich immer auf die Probekörper 1 bis 3 und die zweite Zahl auf die Probekörper 4 bis 6. Es wurde eine mittlere maximale Kraft von 36,11 kN bzw. 46,76 kN erreicht. Die Variationskoeffizienten betragen 9,76 % bzw. 4,01 %. Die zugehörigen Verschiebungen betragen 37,70 mm bzw. 51,98 mm und variieren mit 14,08 % bzw. 8,00 % etwas stärker. Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung. Für die Probekörper 1 bis 3 wurde ein mittleres maximales Moment von 16,25 kNm erreicht und liegt deutlich unter der rechnerischen Momententragfähigkeit des Anschlusses von 21,1 kNm aus Kapitel 3.8.5. Die Ermittlung der rechnerischen Momententragfähigkeit basiert auf der Abscher- bzw. Lochleibungstragfähigkeit. Die Probekörper versagten aber an diesen Stellen. Es ist daher plausibel, dass die Momententragfähigkeit nicht erreicht wurde. Anders verhält es sich bei den Probekörpern 4 bis 6, die im Bereich der Verbindungsmittel versagten. Die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 21,1 kNm stimmt daher in etwa mit dem maximalen mittleren Moment von 21,04 kNm überein. Die Variationskoeffizienten

betragen 9,76 % und 4,01 %. Die zugehörigen Rotationen betragen 56,38 mrad bzw. 86,46 mrad und variieren mit 12,43 % bzw. 7,23 % etwas stärker als die Momente. Es bleibt festzuhalten, dass aufgrund der geringeren Variationskoeffizienten die Probekörper 4 bis 6 mit den verlängerten Stützenprofilen deutlich bessere Ergebnisse liefern. Die Variationskoeffizienten sind nur etwa halb so groß.

Die Anfangssteifigkeiten K_{10-30} betragen 344 Nm/mrad bzw. 321 Nm/mrad und variieren mit 3,3 % bzw. 2,8 % kaum signifikant. Die Steifigkeiten K_{30-70} liegen mit 267 Nm/mrad bzw. 250 Nm/mrad etwas unter den Anfangssteifigkeiten, weisen aber mit 7,8 % bzw. 7,0 % höhere Variationskoeffizienten auf.

4.5.2 K2-100

Die fünf Probekörper der Eckverbindung K2-100 zeigten ein ähnliches Tragverhalten. Zunächst kam es zu Zwischenfaserbrüchen, die durch den Druck des großen Außenwinkels auf die Flansche der Stütze und des Riegels hervorgerufen wurden.

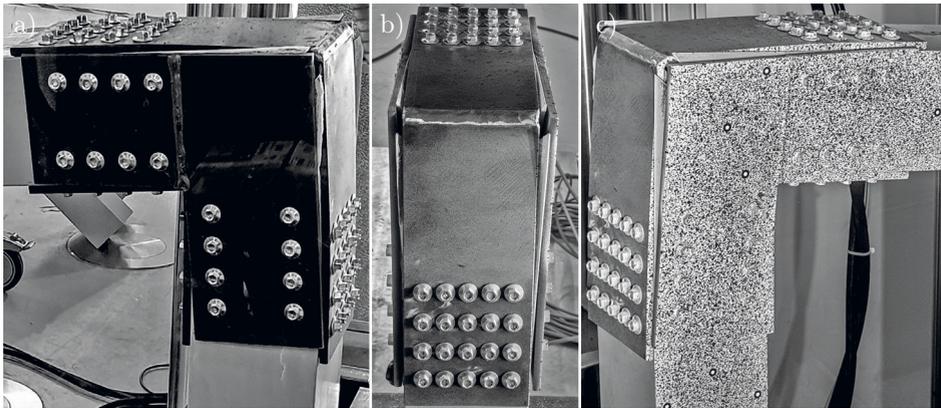


Bild 4-16: K2-100: Verdrehung der seitlichen Stahlbleche sowie rausdrücken des GFK's zwischen den Steg-Flansch-Verbindungen - a) und c) Seitenansichten, b) Frontal- bzw. Draufsicht

Die Steg-Flansch-Verbindung der GFK-Hohlprofile löste sich sukzessive und die abgetrennten Flansche drückten sich zwischen den seitlichen Stahlblechen und dem Stahlflanschwinkel nach außen (vgl. Bild 4-16 und 4-17 c).

Während dieses Schädigungsprozesses verdrehten sich die seitlichen Stahlbleche im gleichen Tempo und ein Abscheren der Schrauben in der vertikalen Schraubenreihe im druckbeanspruchten Stützenstegteil deutete sich bereits an. Die Ausprägung der Risse und die Anzahl der abgescherten Schrauben waren von Probekörper zu Probekörper unterschiedlich. Dies hängt mit den unterschiedlichen

Belastungsdauern zusammen.

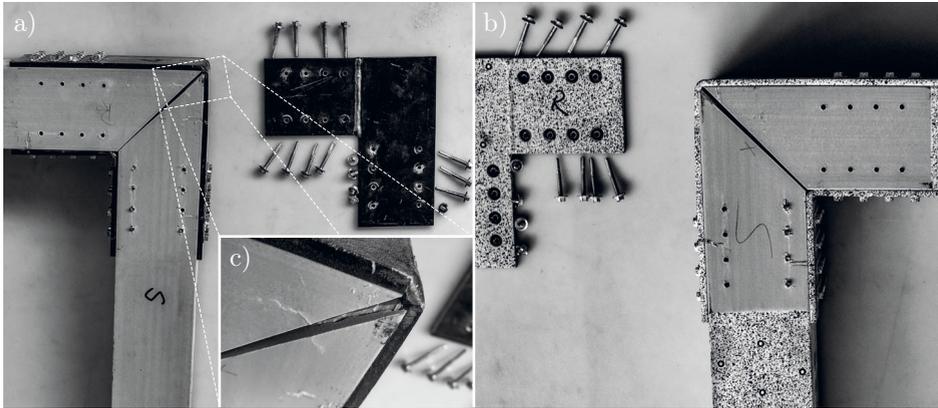


Bild 4-17: K2-100: a) und b) Abscheren und Risse im Bereich der Stützenstege, c) Zwischenfaserbruch in der Steg-/ Flansch Verbindung

Tabelle 4-2: K2-100: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	21,87	31,32	9,84	57,31	203	188
2	21,96	39,82	9,88	75,48	221	195
3	23,67	34,67	10,65	66,38	201	185
4	23,76	34,90	10,69	65,68	228	182
5	23,45	32,52	10,55	62,10	240	195
m	22,94	34,64	10,32	65,39	219	189
s	0,95	3,26	0,43	6,69	16,8	5,8
v [%]	4,12	9,40	4,12	10,23	7,7	3,0

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Nach dem Abschrauben der seitlichen Stahlbleche ist zu erkennen, dass die Stege zwischen den Löchern der abgescherten Schrauben im GFRK gespalten sind (vgl. Bild 4-17 a und b). Bei längeren Belastungszeiten begannen die Schrauben von unten her abzuscheren und es bildeten sich Risse im GFRK. Außerdem bildeten sich teilweise erste kleine Risse im Bereich der Lochränder des GFRK in den zugbeanspruchten Flanschen in den am weitesten vom Eckbereich entfernten Reihen. Das Prinzip erinnert an die Eckverbindung K1-100 und entspricht dem in Kapitel

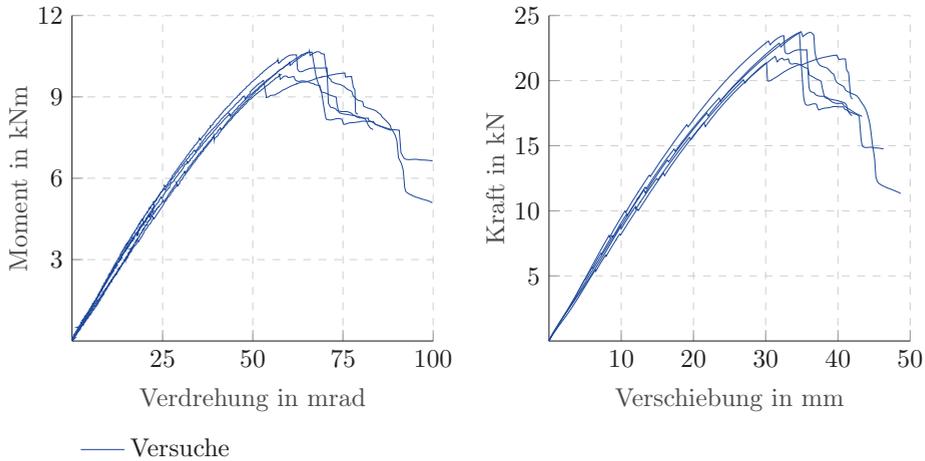


Bild 4-18: K2-100: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

3.8.3 beschriebenen Verhalten, dass die erste Schraubenreihe den größten Anteil der maximalen Last überträgt. Es ist daher zu erwarten, dass die Schrauben in den Flanschen dieser Reihe die ersten Schäden aufweisen.

In Bild 4-18 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der fünf Versuche dargestellt. Die Charakteristik der Momenten-Rotations-Kurven und der Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigen gleiche Merkmale auf. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen linearen Anstieg bis etwa 2 kN bzw. 1 kNm gekennzeichnet. Danach knicken die Kurven leicht nach oben ab und der Anstieg setzt sich nichtlinear mit kleinen Stufen in unterschiedlichen Abständen nach unten fort. Die kleinen Stufen deuten auf ein schrittweises Aufreißen der beschriebenen Steg-Flansch-Verbindungen hin.

Nach Erreichen des maximalen Momentes bzw. der maximalen Kraft fallen die Kurven für mehrere kN bzw. kNm relativ steil ab. Anschließend flachen die Kurven ab. Bei einem Probekörper kann die Belastung nochmals deutlich gesteigert werden, bis die Belastung wie bei den anderen Probekörpern stetig abfällt. Die Verbindungsmittel und die Lochleibungen versagten nicht zuerst. Es ist daher plausibel, dass die Momententragfähigkeit des Anschlusses $M_{B,Anschluss}$ aus Kapitel 3.8.5 nicht erreicht wurde. $M_{B,Anschluss}$ liegt mit 21,1 kNm deutlich oberhalb der dargestellten Kurven und wurde daher nicht dargestellt.

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von K2-100

sind in Tabelle 4-2 dargestellt. Es wurde eine mittlere maximale Kraft von 22,94 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 4,12 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 34,64 mm und variiert mit 9,40 % mehr als doppelt so stark wie die Kraft. Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung. Es wurde ein mittleres maximales Moment von 10,32 kNm erreicht. Damit wird die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses in Höhe von 21,1 kNm aus Kapitel 3.8.5 um etwa die Hälfte unterschritten.

Dies ist, wie bei den Probekörpern 1 bis 3 des Anschlusses K1-100, auf ein Versagen außerhalb der für die Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses berücksichtigten Tragfähigkeiten zurückzuführen. Das Versagen trat zunächst in der Steg-Flansch-Verbindung durch Druck aus den großen Außenwinkeln auf. Dieser Effekt konnte bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt werden und deutet auf ein Optimierungspotential dieser Variante K2-100 hin. Der Variationskoeffizient beträgt 4,12 %. Die zugehörige Rotation beträgt 65,39 mrad und variiert mit 10,23 % mehr als doppelt so stark wie das Moment.

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 219 Nm/mrad und variiert um 7,7 %. Damit variiert die Anfangssteifigkeit mehr als doppelt so stark wie bei K1-100. Die Steifigkeit K_{30-70} ist mit 189 Nm/mrad wie bei K1-100 wieder etwas geringer als die Anfangssteifigkeit, weist aber mit 3,0 % einen kleineren Variationskoeffizienten auf. Die Variationskoeffizienten verhalten sich genau entgegengesetzt wie bei K1-100.

4.5.3 K1-120

Alle fünf Probekörper der Eckverbindung K1-120 zeigten ein ähnliches Tragverhalten. Die Stützenprofile platzten im Übergang zur Einspannung entlang der Steg-Flansch-Verbindung schlagartig auf (vgl. Bild 4-19 b und c). Aufgrund der Stützwirkung des Stahlverbinders auf die GFK-Stege und der ungestützten GFK-Stege im Bereich der Einspannung erfolgte die Trennung der Steg-Flansch-Verbindungen eher im Bereich der Einspannung als im Bereich des Stahlverbinders.

Die Laminatschichten des druckbeanspruchten Flansches und der Stegteile haben sich teilweise voneinander gelöst. Der Flansch wurde überwiegend zwischen der Oberkante der Einspannung und der Unterkante des Stahlverbinders bzw. teilweise auch zwischen der Oberkante des Holzklotzes und der Unterkante des Stahlverbinders beschädigt (vgl. Bild 4-19 a und b).

Der Holzklotz diente zur Aussteifung der Flansche im Bereich der Einspannung (vgl. Kapitel 4.3). Im Bereich des Stahlverbinders breiteten sich die Risse in Richtung der Löcher im GFK aus. Die Stege verformten sich nach außen. Die Schrauben, Lochränder und Stahlbleche wiesen keine Schäden auf.

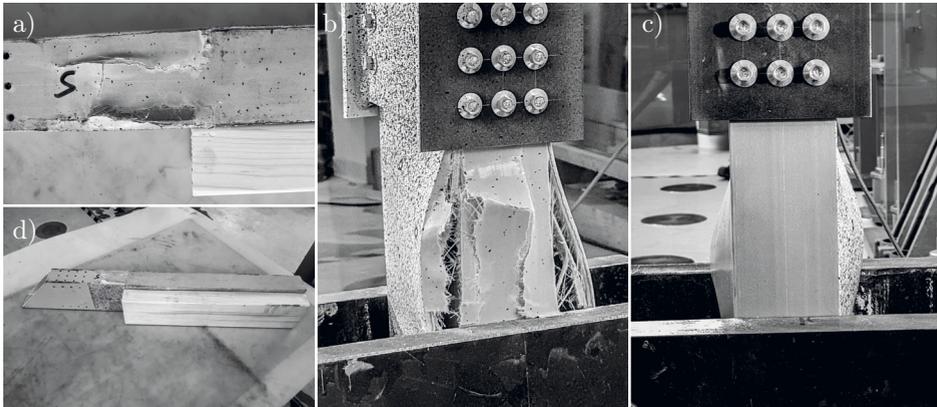


Bild 4-19: K1-120: Aufplatzen des druckbeanspruchten Stützenflansches im Übergang zur Einspannung im ausgebauten Zustand (a und d) und im eingebauten Zustand (b und c)

Aus der Momenten-Rotations-Beziehung und der zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende in Bild 4-20 wird deutlich, dass eine schlagartige Versagenscharakteristik entsprechend den zuvor beschriebenen Versagensarten vorliegt und keine signifikanten Laststeigerungen mehr möglich sind. Die Probekörper versagten alle im Bereich von 9,9 kNm bis 11,6 kNm und es folgte ein sofortiger Lastabfall von 21 kN bis 25 kN auf 3 kN bis 7 kN.

Die Kurven-Charakteristik der Kraft-Verschiebungs-Beziehung ist bis zum Versagen der Probekörper durch einen nichtlinearen Verlauf gekennzeichnet. Die Nichtlinearität ist weniger ausgeprägt, aber vorhanden. Anders ist die Kurven-Charakteristik der Momenten-Rotations-Beziehung. Der Kurvenverlauf ist bis ca. 4 kNm nichtlinear und anschließend bis zum Versagen der Probekörper linear.

Die nahezu rechtwinkligen Ausschläge der Momenten-Rotations-Beziehung nach dem Versagen beruhen auf einem einzigen Datenpunkt und zeigen, wie schnell das Versagen eintrat. Es ist davon auszugehen, dass die Verdrehung richtig gemessen wurde, aber die Last nicht schnell genug gedrosselt werden konnte. Die Versuche wurden, wie in Kapitel 4.3 beschrieben, weggesteuert durchgeführt, daher ist der Ausschlag im Kraft-Verschiebungs-Diagramm nicht sichtbar.

Nach dem schlagartigen Versagen verändert sich die Lage der Punkt-Messmarken auf den Stützenstegen durch das seitliche Ausweichen der Stützenstege und das Zusammenstauchen des druckbeanspruchten Flansches. Dadurch verringert sich die Verdrehung der Rahmenecke wie bei der Eckverbindung K1-100 (vgl. Kapitel 4.5.1).

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von K1-120 sind in Tabelle 4-3 dargestellt. Es wurde eine mittlere maximale Kraft von 23,56

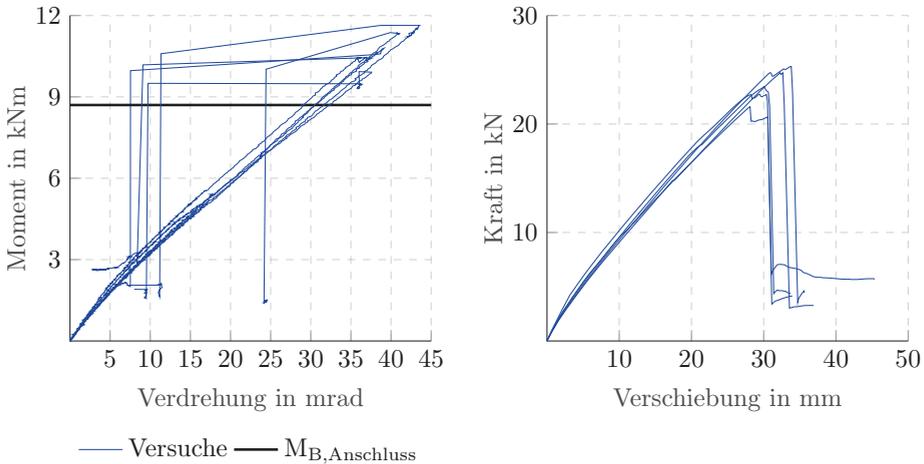


Bild 4-20: K1-120: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 6,35 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 30,75 mm und variiert um 7,42 %.

Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung. Es wird ein mittleres maximales Moment von 10,84 kNm erreicht. Damit wird die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 8,7 kNm aus überschritten. Dies deutet darauf hin, dass die Verbindungsmittel weniger Kräfte aufgenommen haben als erwartet.

Wahrscheinlich wurden wesentlich mehr Kräfte durch Reibung übertragen. Durch die größere Profilhöhe im Vergleich zu K1-100 haben sich die GFK-Profile vermutlich deutlich stärker in den Stahlverbindern verkeilt. Der Variationskoeffizient beträgt 6,35 %. Die zugehörige Rotation beträgt 38,30 mrad und variiert um 4,85 %.

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 321 Nm/mrad und variiert um 8,3 %. Damit variiert die Anfangssteifigkeit fast dreimal so stark wie bei K1-100. Die Steifigkeit K_{30-70} ist mit 257 Nm/mrad etwas geringer als die Anfangssteifigkeit, weist aber mit 4,5 % einen geringeren Variationskoeffizienten auf.

Tabelle 4-3: K1-120: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	23,46	30,08	10,79	39,11	306	257
2	21,59	28,11	9,93	36,01	340	241
3	25,30	33,82	11,64	38,75	303	251
4	22,74	29,45	10,46	36,91	359	269
5	24,73	32,27	11,37	40,70	299	268
m	23,56	30,75	10,84	38,30	321	257
s	1,50	2,28	0,69	1,86	26,5	11,6
v [%]	6,35	7,42	6,35	4,85	8,3	4,5

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

4.5.4 K2-120

Alle fünf Probekörper der Eckverbindung K2-120 zeigten ähnliche Schadensbilder. Das erste Schadensbild entstand während der Versuche durch zu hohe Druckkräfte in Höhe des Einspannbeginns in den druckbeanspruchten Flansch-Steg-Verbindungen (vgl. Bilder 4-21 a, b und d). Die Markierung A dient zur Orientierung.

Der Flansch wurde sukzessive auf einer Länge entsprechend der Lastausbreitung aus dem Steg durchtrennt. Anschließend riss der Stützensteg in Höhe der Innenkante des Stützenflansches sukzessive vertikal nach unten in den Bereich der Einspannung. Die Stege drückten die äußere Laminatschicht zwischen Riss und Einspannkonstruktion nach außen.

Anschließend verformten sich die Stützenstege in das Profilinnere und zeigten erste vertikale Risse im Bereich der vorderen druckbeanspruchten Schraubenreihe sowie relativ zur Stegmitte (vgl. Bild 4-21 c).

Nach dem Abschrauben der seitlichen Stahlbleche wird die Ausdehnung der Risse in den Stegen sichtbar. Die Risse verlaufen entlang der dem Riegel zugewandten vertikalen Lochreihe bis zur Oberkante des GFK-Profiles (vgl. Bilder 4-22 a und b). Zusätzlich verbindet ein horizontaler Riss entweder die untersten Löcher in den Stegen oder das vordere, dem Riegel zugewandte Loch mit dem mittleren vertikalen Riss.

Weiterhin ist in den Bildern 4-22 a und b zu erkennen, dass etwa in der Mitte der Stützenbreite der vertikale Riss mehrere Zentimeter vom horizontalen Riss nach unten und oben verläuft. Teilweise sind ein oder zwei Schrauben in der vertikalen Schraubenreihe, die dem Riegel zugewandt ist, abgesichert. Meist waren die beiden unteren Schrauben betroffen. In seltenen Fällen ist auch die obere

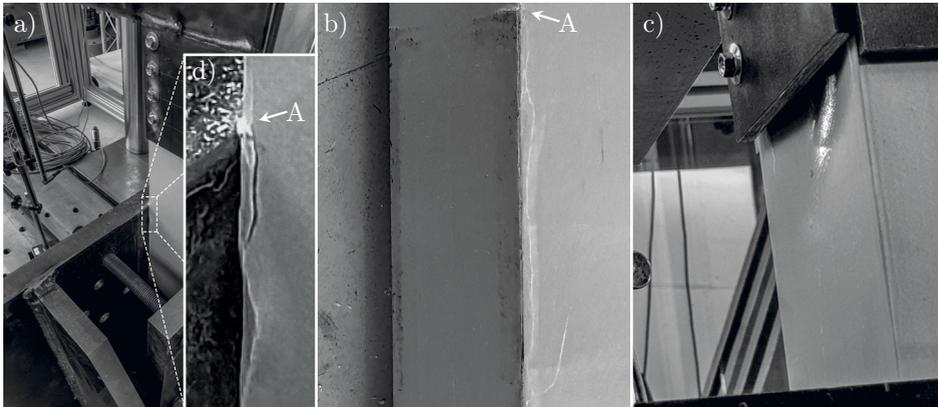


Bild 4-21: a), b) und d) Druckversagen des Stützenprofils im Übergang zur Einspannung, c) Verformung der Stützenstege

Schraube abgeschert.

Bei einigen Probekörpern wurde eine Trennung der zugbeanspruchten Steg-Flansch-Verbindung durch den Druck des äußeren Stahlwinkels auf die Flansche festgestellt (vgl. Bild 4-22 c). Vermutlich trat die Trennung nur bei einigen Probekörpern auf, weil bei den anderen der Versuch vorher abgebrochen wurde. Zusätzlich zu den oben genannten Schäden haben sich die Riegelstege seitlich am unteren kleinen Stahlwinkel vorbeigeschoben (vgl. Bilder 4-22 d und e). Die Steg-Flansch-Verbindung ist sukzessive gerissen.

Abschließend ist anzumerken, dass die fünf Versuche an dieser Eckverbindung alle noch lange nach dem Versagen belastet wurden. Es ist daher nicht auszuschließen, dass ein Teil der Schädigung erst nach Erreichen der maximalen Last aufgetreten ist.

In Bild 4-23 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der fünf Versuche dargestellt. Die Charakteristik der Momenten-Rotations-Kurven und der Kraft-Verschiebungs-Kurven weist die gleichen Merkmale auf. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen linearen Anstieg bis etwa 2 kN bzw. 1 kNm gekennzeichnet.

Danach knicken die Kurven leicht ab und der Anstieg setzt sich nichtlinear fort. Diese Kurven-Charakteristik ist auf eine beginnende Rissbildung zurückzuführen. Damit verbunden ist ein Steifigkeitsabfall, der ab ca. 90 % der Höchstlast deutlich ausgeprägter ist. Je ausgeprägter der Steifigkeitsabfall, desto größer die Risse bzw. je schneller der Steifigkeitsabfall, desto schneller ist die Rissbildung.

An den Kurven ist kein schlagartiges Versagen erkennbar und keine Kurve erreicht die Momententragungsfähigkeit $M_{B,Anschluss}$. Nach dem Erreichen der Maximallast

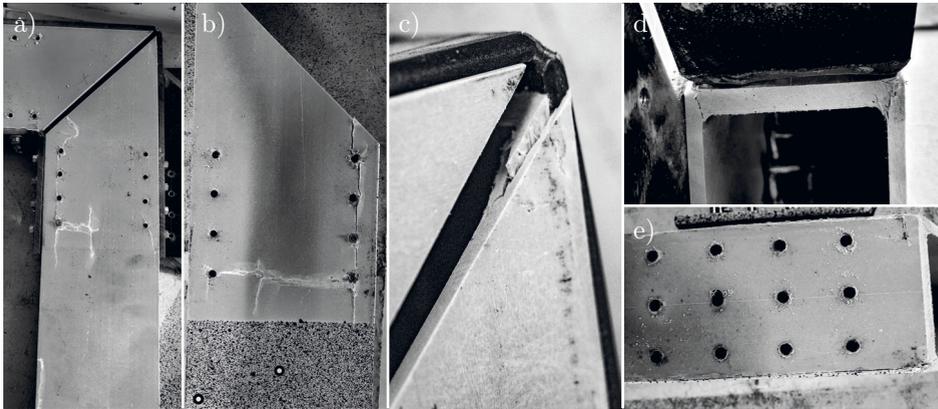


Bild 4-22: K2-120: a) und b) Abscheren und Risse in den Stützenstegen, c) Trennung Steg-/ Flansch Verbindung außen, d) und e) Trennung Riegelflansch-/ Steg Verbindung (innen)

haben die Risse eine Größe erreicht, die eine weitere Laststeigerung nicht mehr zulässt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die nach der Maximalkraft bzw. dem Maximalmoment abfallenden Kurven deutlich steiler sind als die Laststeigerungskurven. Dies geht mit einer deutlich schnelleren Rissbildung einher. Weiterhin sind deutliche Sprünge im Kurvenverlauf zu erkennen. Diese deuten auf ein Abscheren der Schrauben oder eine Rissbildung bis zum Profیلende hin.

Tabelle 4-4: K2-120: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	$\theta_{zugeh.}$ [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	17,07	31,29	7,85	50,50	178	166
2	18,32	34,46	8,42	55,11	203	179
3	17,03	34,62	7,83	59,68	163	148
4	17,95	35,96	8,26	62,59	154	145
5	18,54	34,62	8,53	59,87	166	158
m	17,78	34,19	8,18	57,55	173	159
s	0,70	1,73	0,32	4,77	19,0	13,8
v [%]	3,93	5,06	3,93	8,29	11,0	8,7

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von K2-120 sind in Tabelle 4-4 dargestellt. Es wurde eine mittlere Maximalkraft von 17,78 kN

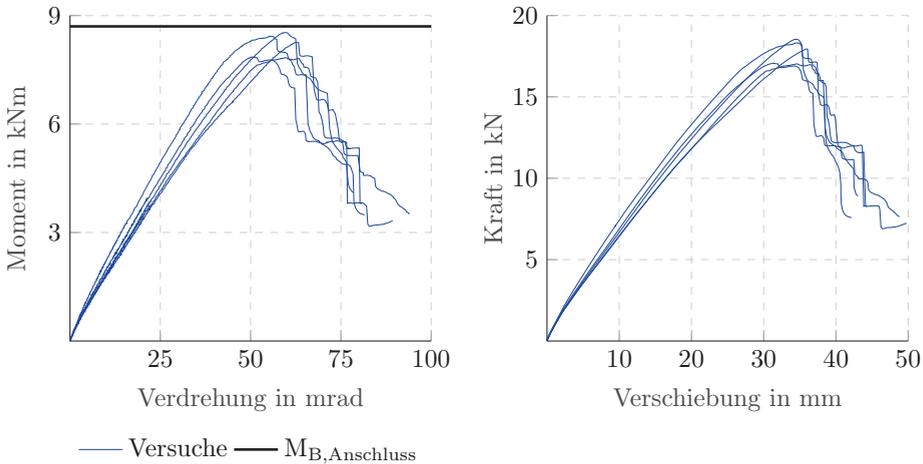


Bild 4-23: K2-120: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 3,93 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 34,19 mm und variiert um 5,06 %.

Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung. Es ergibt sich ein mittleres maximales Moment von 8,18 kNm. Damit wird die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 8,7 kNm aus Kapitel 3.8.5 knapp angenähert, aber nicht erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 6,35 %. Die zugehörige Rotation beträgt 57,5 mrad und variiert um 8,29 %. Einige der genannten Schäden wurden bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt. Es ist daher plausibel, dass die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht erreicht wird.

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 173 Nm/mrad und variiert um 11,0 %. Die Steifigkeit K_{30-70} ist mit 159 Nm/mrad etwas geringer als die Anfangssteifigkeit, weist aber einen geringeren Variationskoeffizienten von 8,7 % auf.

4.5.5 I1-120

Alle fünf Probekörper der Eckverbindung zeigten ein ähnliches Tragverhalten. Zunächst bildete sich ein Anriss entlang des Übergangs vom konstanten Stegquerschnitt zur Ausrundung durch die Druckbeanspruchung des zugbeanspruchten Flansches auf den Steg des Riegels sowie auf die Stütze (vgl. Bild 4-24 b bis d). Der Riss erstreckte sich von der Ecke bis hinter die nächste Schraubenreihe. Ein Teil des Steges blieb am Flansch und drückte sich wie ein Keil in den Steg und

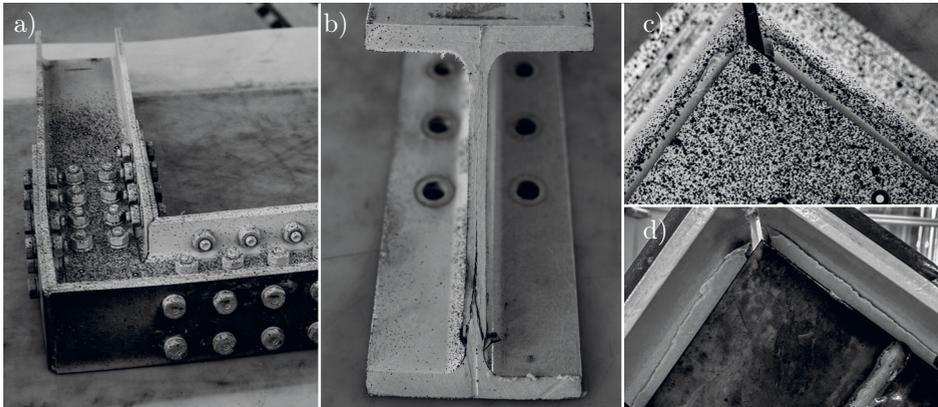


Bild 4-24: I1-120: a) Bleibende Verformung des Riegels, b) Aufspalten der Stege, c) und d) Aufreißen der Stege entlang der Ausrundung

spaltete diesen. Die Folge war eine bleibende Verformung des Riegels (vgl. Bild 4-24 a).

In Bild 4-25 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der fünf Versuche dargestellt. Die Charakteristik der Momenten-Rotations-Kurven und der Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigt ähnliche Merkmale. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen linearen Anstieg bis etwa 2 kN bzw. 4 kNm gekennzeichnet.

Danach setzt sich die Entwicklung nichtlinear fort. Ein Probekörper weist eine deutlich geringere Steifigkeit auf und hat nur bis ca. 2 kNm einen linearen Verlauf. Die maximale Kraft bzw. das maximale Moment tritt in gleicher Weise wie die Verschiebung bzw. die Verdrehung bei den anderen Probekörpern auf. Das nichtlineare Verhalten der Kurven ist auf die Rissbildung zurückzuführen.

Der Lastabfall erfolgt in zwei Stufen. Die Stufenausbildung ist sehr unterschiedlich. Je größer die maximale Kraft am Kragarmende bzw. das maximale Moment ist, desto weniger ausgeprägt sind die beiden Stufen. Am Ende fällt die Kraft bzw. das Moment schlagartig von ca. 2,0 kN bis 6,0 kN bzw. von 1 kNm bis 3 kNm ab. Ein vollständiges Versagen der Probekörper tritt nicht ein. Die Kraft kann wieder gesteigert werden, jedoch bei deutlich geringerer Steifigkeit.

Die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momenten Tragfähigkeit des Anschlusses von 43,6 kNm konnte nicht erreicht werden. Der Wert ist mehr als dreimal so groß wie das maximal erreichte Moment und wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit in Bild 4-25 nicht dargestellt. Das Versagen trat in der Steg-Flansch-Verbindung im diagonalen Anschnitt der GFK-Profile durch den Druck aus den großen Außenwinkeln auf. Dieser Effekt wurde bei der Ermittlung der Momenten Tragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt.

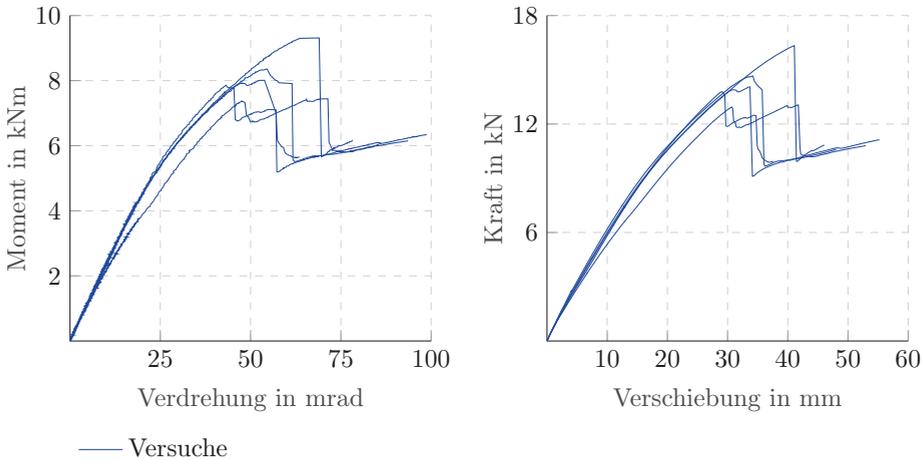


Bild 4-25: I1-120: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von I1-120 sind in Tabelle 4-5 dargestellt. Es wurde eine mittlere Maximalkraft von 14,38 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 8,61 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 35,95 mm und variiert um 15,02 %. Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung.

Es wurde ein mittleres maximales Moment von 8,19 kNm erreicht. Damit wird die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 43,6 kNm bei weitem nicht erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 8,61 %. Die zugehörige Rotation beträgt 58,41 mrad und variiert um 20,04 %. Die genannten Schädigungen wurden bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt. Es ist daher plausibel, dass die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht erreicht wird.

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 223 Nm/mrad und variiert um 6,7 %. Die Steifigkeit K_{30-70} ist mit 189 Nm/mrad etwas geringer als die Anfangssteifigkeit, weist aber mit 10,5 % einen größeren Variationskoeffizienten auf.

Tabelle 4-5: I1-120: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	$\theta_{zugeh.}$ [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	14,05	33,72	8,01	53,85	226	198
2	14,66	34,18	8,35	54,61	242	190
3	13,05	41,76	7,44	71,40	201	163
4	13,78	28,99	7,86	43,17	221	215
5	16,34	41,09	9,31	69,00	225	177
m	14,38	35,95	8,19	58,41	223	189
s	1,24	5,40	0,71	11,71	14,9	19,8
v [%]	8,61	15,02	8,61	20,04	6,7	10,5

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

4.5.6 I2-120

Alle fünf Probekörper der Eckverbindung I2-120 zeigten ein ähnliches Tragverhalten. Der auf Zug beanspruchte Stahlflansch erzeugte eine Umlenkraft in der Ecke. Diese drückte auf den GFK-Flansch und dieser wiederum auf den Stützensteg. Dadurch riss der Stützensteg schlagartig und ein Teil des Steges blieb am Flansch hängen. Dieser Teil wirkte wie ein Keil und spaltete den Steg (vgl. Bild 4-26 b).

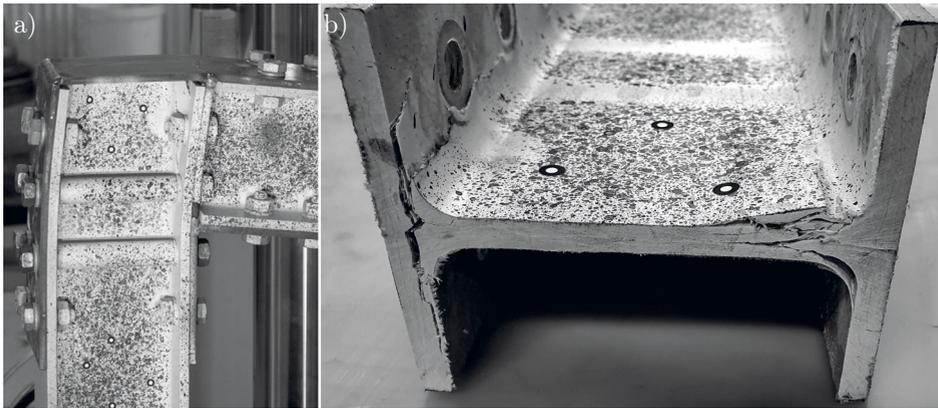


Bild 4-26: I2-120: Aufreißen des Stützensteges und des druckbeanspruchten Stützenflansches in der Ansicht (a) und Stützenprofil Draufsicht im ausgebauten Zustand (b)

Der andere Stützenflansch wurde am oberen Ende der Stütze auf Querzug beansprucht. Dadurch kam es schlagartig zu einem Zwischenfaserbruch im Flansch. Ein Teil des Flansches verblieb am Steg. Die Risse strahlten von oben bis in den Bereich der zweiten Schraubenreihe der Stütze aus. Der Riegel, die Schrauben und die Lochränder in den GFK-Profilen weisen keine sichtbaren Schäden auf. Der geschweißte Stahlverbinder weist auch nach Entlastung des Versuchs deutlich sichtbare plastische Verformungen auf (vgl. Bild 4-26 a).

In Bild 4-27 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der fünf Versuche dargestellt. Die Charakteristik der Momenten-Rotations-Kurven und der Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigt ähnliche Merkmale auf. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen nichtlinearen Verlauf gekennzeichnet.

Die Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigen bei der maximalen Kraft einen sofortigen linearen Kraftabfall von ca. 3 kN bis 4 kN. Danach kann die Kraft wieder gesteigert werden, aber deutlich langsamer als zuvor.

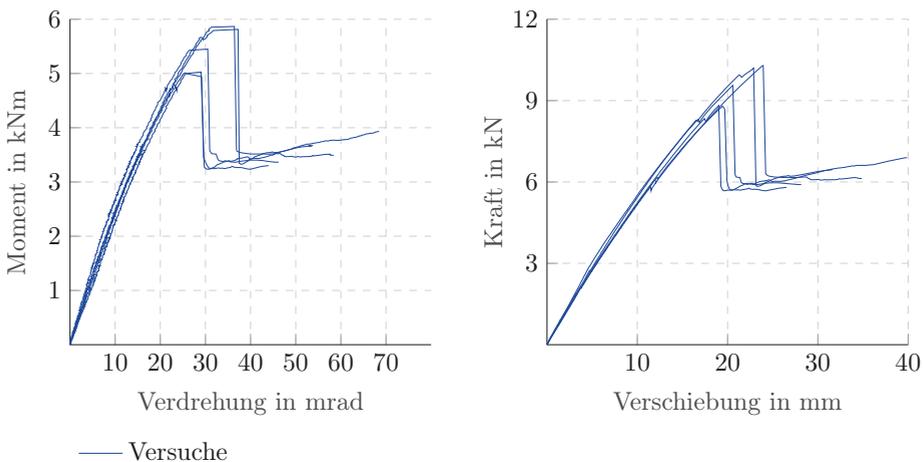


Bild 4-27: I2-120: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

Die Momenten-Rotations-Kurven weisen einen horizontalen linearen Versatz der Verdrehung bei Erreichen des maximalen Moments auf. Die Verdrehung scheint schlagartig um mehrere mrad zuzunehmen. Dies stimmt mit dem schlagartigen Aufreißen des Stützenprofils und den damit verbundenen deutlich sichtbaren Verformungen überein. Die Moment-Rotations-Kurven zeigen einen sofortigen linearen Momentenabfall um ca. 2 kNm bei der maximalen Kraft auf. Anschließend steigt das Moment wieder an, aber deutlich langsamer als zuvor.

Die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 37,7

kNm konnte nicht erreicht werden. Der Wert ist mehr als sechsmal so groß wie das maximal erreichte Moment und wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Das Versagen trat in der Steg-Flansch-Verbindung am Stützenprofilkopf auf. Dieser Effekt wurde bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt.

Tabelle 4-6: I2-120: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	$\theta_{zugeh.}$ [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	9,56	20,59	5,45	30,51	291	213
2	10,29	23,95	5,87	36,40	251	203
3	10,20	22,88	5,81	37,22	237	209
4	8,79	19,42	5,01	25,45	275	205
5	8,82	19,02	5,03	29,02	228	212
m	9,53	21,17	5,43	31,72	256	208
s	0,72	2,16	0,41	5,01	26,4	4,6
v [%]	7,57	10,20	7,57	15,79	10,3	2,2

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von I2-120 sind in Tabelle 4-6 dargestellt. Es wurde eine mittlere Maximalkraft von 9,56 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 7,57 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 21,17 mm und variiert um 10,20 %. Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung.

Es wurde ein mittleres maximales Moment von 5,43 kNm erreicht. Damit wird die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 37,7 kNm bei weitem nicht erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 7,57 %. Die zugehörige Rotation beträgt 31,72 mrad und variiert um 15,79 %. Die genannten Schäden wurden bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt. Es ist daher plausibel, dass die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht erreicht wird.

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 256 Nm/mrad und variiert um 10,3 %. Die Steifigkeit K_{30-70} ist mit 208 Nm/mrad etwas geringer als die Anfangssteifigkeit, weist aber mit 2,2 % einen deutlich geringeren Variationskoeffizienten auf.

4.5.7 I1-200

Alle fünf Probekörper der Eckverbindung I1-200 zeigten ein ähnliches Tragverhalten. Grundsätzlich bestand ein Stabilitätsproblem aufgrund der großen Schlank-

heit des Steges. Die Profile verdrehten sich, d.h. die druckbeanspruchten Flansche wichen im Wesentlichen nach außen aus. Zusätzlich wichen die auf Zug beanspruchten Flansche geringfügig nach außen aus und verdrehten sich leicht (vgl. Bild 4-28 a und b).

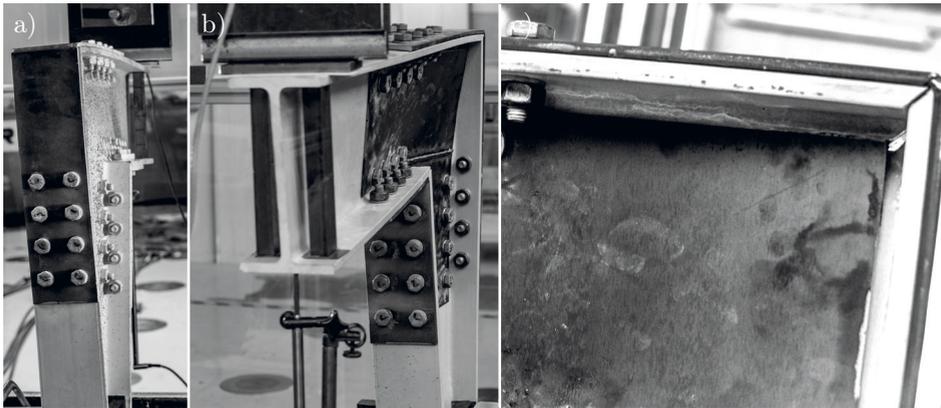


Bild 4-28: I1-200: a) und b) Verdrehung der Eckverbindung, c) Rissbildung in den zugbeanspruchten Stegteilen

Bei Erreichen der maximalen Belastung rissen die Profile entlang des Radiusbeginns im Steg (vgl. Bild 4-28 c und 4-29 a und c). Die Risse auf der zugbeanspruchten Seite sind bei allen Profilen immer etwas größer als auf der druckbeanspruchten Seite. Die Rissausbreitung erfolgte in Abhängigkeit von der Belastungsdauer. Die Kraft, die erforderlich war, um die Verdrehung bzw. die Verschiebung des Riegelendes nach unten zu vergrößern, wurde immer geringer. Die Stegbleche verformten sich in Richtung der Profilauslenkung, d.h. ein Stegblech wich in Richtung der Profile aus und ein Stegblech wich nach außen aus. Letzteres wich stärker aus als die GFK-Profile.

Die Risse verliefen, über den Stegquerschnitt betrachtet, diagonal in Richtung der Profilauslenkung (vgl. Bild 4-29 b und d). Die Schrauben und Lochränder der GFK-Profile wiesen keine sichtbaren Schäden auf. Die Versuche wurden abgebrochen, weil sich die Risse weiter ausbreiteten und kein Erkenntnisgewinn zu erwarten war.

In Bild 4-30 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der fünf Versuche dargestellt. Die Charakteristik der Momenten-Rotations-Kurven und der Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigt gleiche Merkmale auf. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen nichtlinearen Verlauf gekennzeichnet.

Die Kurven zeigen eine sukzessive Abnahme der Kraft bzw. des Moments ab dem

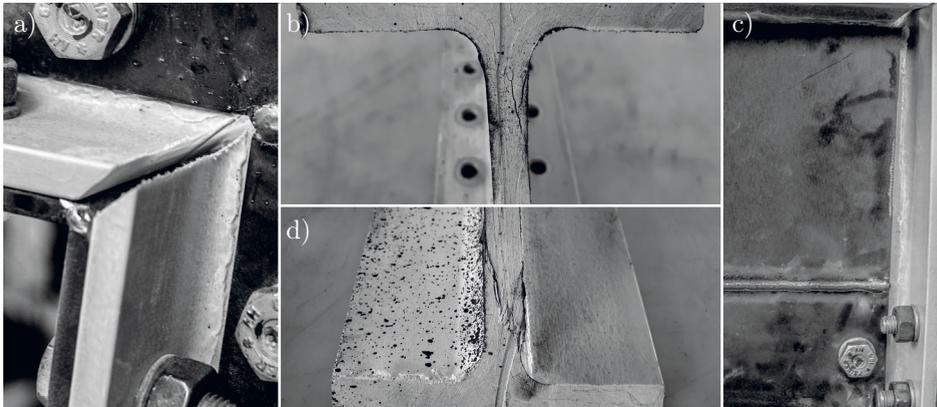


Bild 4-29: I1-200: Reissen der Stege am Übergang zu den Ausrundungen des druckbeanspruchten (a und b) sowie zugbeanspruchten (c und d) Flansches

Kraft- bzw. Momentenmaximum. Dies entspricht der sukzessiven Verdrehung der Probe. Die Kurven sind deutlich flacher als die Laststeigerungskurven vor den Maximalwerten und weisen deutliche Sprünge auf, die auf eine Abnahme der Kraft- bzw. des Moments zurückzuführen sind. Die Sprünge sind auf eine sprunghafte Vergrößerung und damit einhergehende Verdrehungen zurückzuführen.

Tabelle 4-7: I1-200: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	$\theta_{zugeh.}$ [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	29,78	24,22	16,97	38,72	910	573
2	33,83	24,91	19,28	35,84	888	622
3	29,42	25,23	16,77	39,48	873	600
4	31,01	23,29	17,68	34,15	928	625
5	34,54	25,09	19,69	37,53	987	538
m	31,71	24,55	18,08	37,14	917	592
s	2,35	0,80	1,34	2,17	44,2	36,4
v [%]	7,39	3,26	7,39	5,83	4,8	6,1

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momenten Tragfähigkeit des Anschlusses von 34,4 kNm konnte nicht erreicht werden. Der Wert wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Das Versagen trat in der Steg-Flansch-Verbindung und

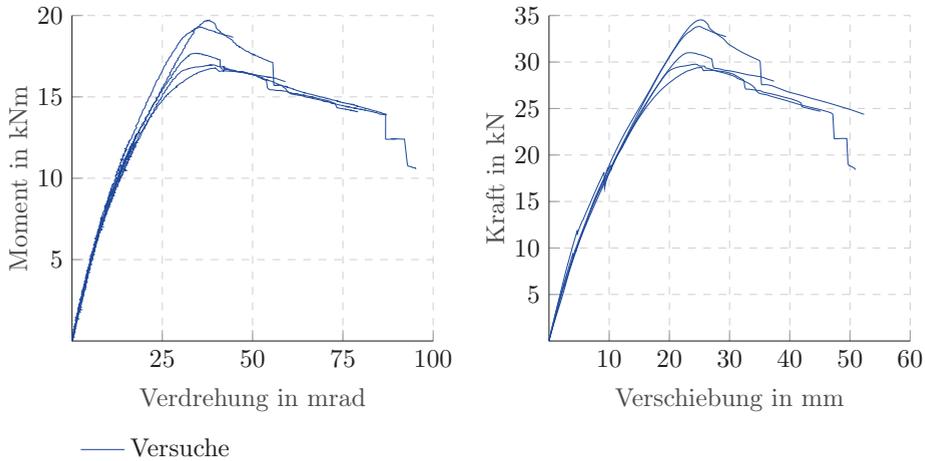


Bild 4-30: I1-200: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

durch eine Verdrehung der Konstruktionen auf. Diese Effekte wurden bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt.

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von I1-200 sind in Tabelle 4-7 dargestellt. Es wurde eine mittlere Maximalkraft von 31,71 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 7,39 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 24,55 mm und variiert um 3,26 %. Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung. Es wird ein mittleres maximales Moment von 18,08 kNm erreicht.

Damit wird die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 34,4 kNm nicht erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 7,39 %. Die zugehörige Rotation beträgt 37,14 mrad und variiert um 5,83 %. Die genannten Schäden wurden bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt. Es ist daher plausibel, dass die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht erreicht wird.

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 917 Nm/mrad und variiert um 4,8 %. Die Steifigkeit K_{30-70} liegt mit 592 Nm/mrad deutlich unter der Anfangssteifigkeit, weist aber einen ähnlichen Variationskoeffizienten von 6,1 % auf.

4.5.8 I2-200

Alle fünf Probekörper der Eckverbindung I2-200 zeigten ein ähnliches Tragverhalten. Der auf Zug beanspruchte Stahlflansch erzeugte eine Umlenkraft in der

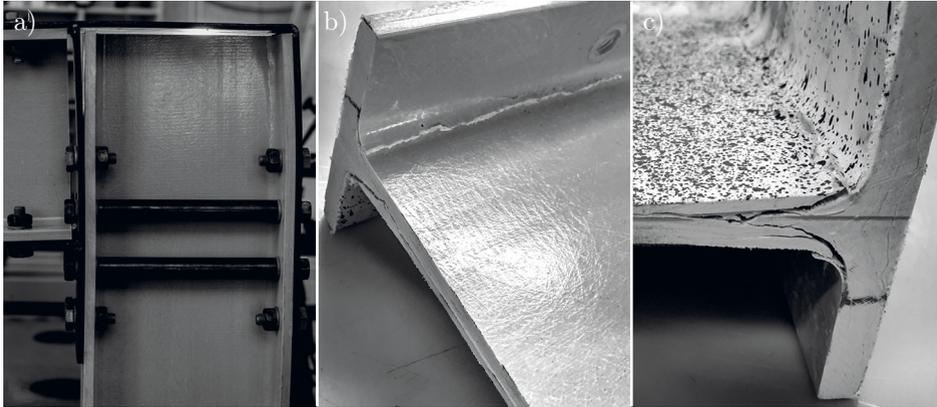


Bild 4-31: I2-200: Riss beim Übergang vom konstanten Stegquerschnitt zur Ausrundung infolge der Druckbeanspruchung vom zugbeanspruchten Flansch zum Steg im eingebauten Zustand (a) und in der Stützenprofil Draufsicht (b und c)

Ecke. Diese drückte auf den GFK-Flansch und dieser wiederum auf den Stützensteg. Dadurch riss der Stützensteg schlagartig und ein Teil des Steges blieb am Flansch. Dieser Teil wirkte wie ein Keil und spaltete den Steg (vgl. Bild 4-31 b und c). Der andere Stützenflansch wurde am oberen Ende der Stütze auf Querszug beansprucht. Im Gegensatz zur Eckverbindung I2-120 kam es hier nicht zu einem Zwischenfaserbruch im Flansch (vgl. Bild 4-31 c). Die Risse strahlten von oben betrachtet bis in den Bereich der zweiten Schraubenreihe der Stütze aus. Der Riegel, die Schrauben und die Lochränder in den GFK-Profilen weisen keine sichtbaren Schäden auf. Der geschweißte Stahlverbinder zeigt auch nach Entlastung des Versuchs deutliche sichtbare plastische Verformungen, aber nicht so deutlich wie die Eckverbindung I2-120 (vgl. Bild 4-31 a).

In Bild 4-32 sind die Momenten-Rotations-Kurven und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Kurven durch die Belastung am Kragarmende der fünf Versuche dargestellt. Die Charakteristik der Momenten-Rotations-Kurven und der Kraft-Verschiebungs-Kurven zeigt ähnliche Merkmale auf. Die Kurven-Charakteristik ist durch einen nichtlinearen Verlauf gekennzeichnet.

Die Kraft-Verschiebungs-Kurven weisen bei der maximalen Kraft einen sofortigen linearen Kraftabfall von ca. 6 kN bis 16 kN auf. Anschließend kann die Kraft wieder gesteigert werden, aber deutlich langsamer als zuvor.

Die Momenten-Rotations-Kurven zeigen einen horizontalen linearen Versatz der Verdrehung bei Erreichen des maximalen Moments. Die Verdrehung scheint plötzlich um mehrere mrad zuzunehmen. Dies stimmt mit dem schlagartigen Aufreißen

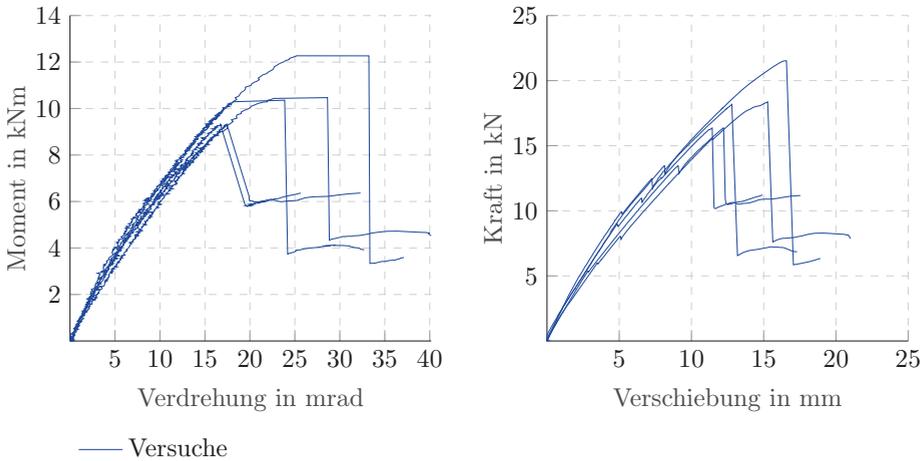


Bild 4-32: I2-200: Momenten-Rotations-Beziehung und die zugehörige Kraft-Verschiebungs-Beziehung am Kragarmende

des Stützenprofils und den damit verbundenen deutlich sichtbaren Verformungen überein.

Die Moment-Rotations-Kurven zeigen bei der maximalen Kraft einen sofortigen linearen Momentenabfall von ca. 3 kNm bis 9 kNm auf. Anschließend steigt das Moment wieder an, aber deutlich langsamer als zuvor.

Die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 24,3 kNm konnte nicht erreicht werden. Der Wert ist mehr als doppelt so groß wie das maximal erreichte Moment und wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Das Versagen trat in der Steg-Flansch-Verbindung am Stützenprofilkopf auf. Dieser Effekt wurde bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt.

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von I2-200 sind in Tabelle 4-8 dargestellt. Es wurde eine mittlere Maximalkraft von 18,15 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 11,63 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 13,64 mm und variiert um 15,59 %. Die Momenten-Rotations-Beziehung variiert in einer ähnlichen Größenordnung. Das mittlere maximale Moment beträgt 10,35 kNm. Damit wird die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses von 24,3 kNm aus Kapitel 3.8.5 nicht erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 11,36 %. Die zugehörige Rotation beträgt 22,36 mrad und variiert um 22,98 %. Die genannten Schäden wurden bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt. Es ist daher plausibel, dass die ermittelte Momententragfähigkeit des Anschlusses nicht erreicht wird.

Tabelle 4-8: I2-200: Versuchsergebnisse

Probe	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	M_{Max} [kNm]	θ_{zugeh} [mrad]	K_{10-30} [Nm/mrad]	K_{30-70} [Nm/mrad]
1	16,36	12,23	9,33	17,44	705	541
2	18,36	15,28	10,47	28,63	584	523
3	16,36	11,44	9,32	16,71	668	576
4	18,17	12,80	10,36	23,87	855	560
5	21,52	16,44	12,27	25,16	712	555
m	18,15	13,64	10,35	22,36	705	551
s	2,11	2,13	1,20	5,14	98,4	20,3
v [%]	11,63	15,59	11,63	22,98	14,0	3,7

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Die Anfangssteifigkeit K_{10-30} beträgt 705 Nm/mrad und variiert um 14,0 %. Die Steifigkeit K_{30-70} liegt mit 551 Nm/mrad deutlich unter der Anfangssteifigkeit, weist aber mit 3,7 % einen deutlich geringeren Variationskoeffizienten auf.

4.5.9 Zusammenfassung und Diskussion der Eckverbindungen

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass alle Eckverbindungen mit Beginn des Lastabfalls irreparabel beschädigt wurden. Dabei ist es unerheblich, ob die Last sukzessive oder schlagartig abgefallen ist. Im Anwendungsfall verringert sich die Belastung eines Bauteils nicht mit dem Nachgeben des Bauteils. Daher würden im Anwendungsfall alle Eckverbindungen schlagartig komplett versagen.

Die Ergebnisse aller Eckverbindungen sind plausibel, weil das steifere Profil der gleichen Eckvariante im Mittel die größere Verbindungssteifigkeit bzw. Momenten-Rotations-Beziehung erreicht (vgl. Bild 4-33). Die größte Steifigkeit wird mit I1-200 erreicht, dicht gefolgt von I2-200. Demnach bildet das Profil mit der größten Steifigkeit auch die größte Verbindungssteifigkeit. Dies ist naheliegend, da dieses Profil den größten Verbindungsmittelabstand erzeugt und somit die größte Momententragfähigkeit erreichen kann. I1-120 und I2-120 haben relativ identische Verbindungssteifigkeit. Es fällt jedoch auf, dass die Kurven für I2 deutlich kürzer sind als für I1.

Die drittsteifste Eckverbindung ist K1-100, dicht gefolgt von den übrigen Varianten mit abnehmender Steifigkeit K1-120, K2-100, I1-120, I2-120 und K2-120. Die Konstruktion der Eckverbindung K1 ist die steifste Variante der Hohlkastenprofile. Dies ist nachvollziehbar, da sich K1 und K2 nur durch die zusätzlichen Schweißnähte an den Steg-Flansch-Verbindungen bei K1 unterscheiden. Dadurch

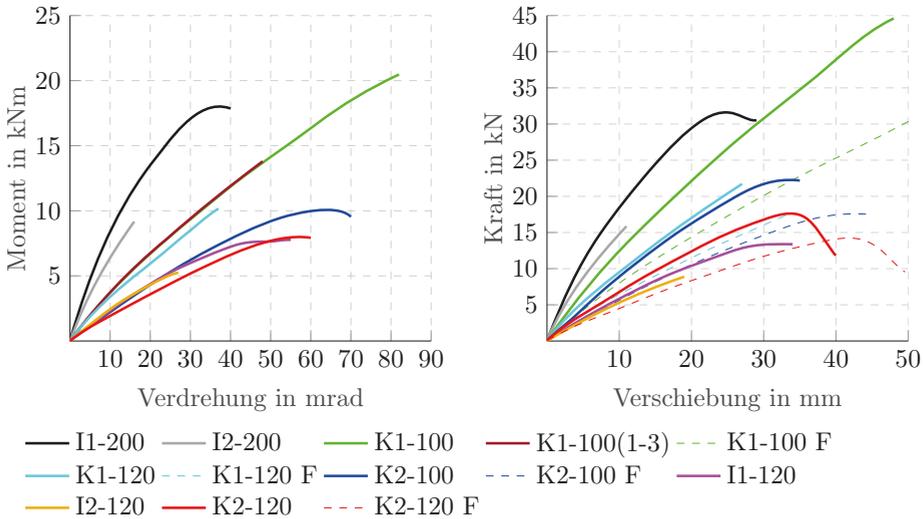


Bild 4-33: Mittelwerte der Momenten-Rotations-Beziehung der Eckverbindungen und die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Beziehungen am Kragarmende

ist K1 steifer als K2. Es ist auch plausibel, dass das 100er Profil trotz der kleineren Höhe steifer ist als das 120er Profil. Das 100er Profil hat eine 3,0 mm dickere Wand und ist 4,0 cm breiter als das 120er Profil. Auch hier zeigt sich, dass die weichere Konstruktion K2 zumindest bei den 100er Profilen deutliche kürzere Kurven aufweist.

Die Kraft-Verschiebungs-Kurven der niedrigen Steifigkeiten weisen eine etwas andere Reihenfolge auf als die Momenten-Rotations-Kurven. I2-120 hat die niedrigste Verschiebungssteifigkeit, während K2-120 die niedrigste Rotationssteifigkeit aufweist. Die I-Varianten haben alle eine Kragarmlänge von 57 cm. K1-120 und K2-120 haben eine Kragarmlänge von 46 cm, K1-100 und K2-100 von 45 cm. Aufgrund der unterschiedlichen Längen sind die Kraft-Verschiebungs-Kurven nicht vergleichbar. Unter der Annahme, dass alle Profile die gleiche Biegesteifigkeit aufweisen, wären für die gleicher Verschiebung unterschiedliche Kräfte bzw. Momente erforderlich. Daher wurden die Kräfte und Verschiebungen für eine Kragarmlänge von 57 cm mit den Faktoren aus den Längenverhältnissen linear umgerechnet. Die gestrichelten Kurven in Bild 4-33 stellen die harmonisierten Kurven dar. In der Legende sind diese Kurven mit F gekennzeichnet. Es wird deutlich, dass die Reihenfolge der Kraft-Verschiebungs-Kurven nun der Reihenfolge der Momenten-Rotations-Kurven entspricht.

Die in Kapitel 3.8.5 ermittelte Momententragfähigkeit kann nur mit K1-120 und annähernd mit K1-100 erreicht werden. Die Variante K2-120 nähert sich bis auf

wenige Zehntel kNm an. Alle anderen Varianten und damit alle Varianten mit I-Profilen sind weit von den ermittelten Momentenragfähigkeiten entfernt. Die Varianten I1 haben ihre Schwachstelle im seitlichen Ausweichen der Konstruktionen und in einer zu geringen Drucktragfähigkeit in den Flansch-Steg-Verbindungen. Die Varianten I2 verhalten sich ähnlich. Die Drucktragfähigkeit in den Flansch-Steg-Verbindungen ist zu gering. Bei den Varianten der K-Profile erweist sich die Variante K1 als Problemlösung für die Variante K2.

4.6 Versuchsergebnisse der Tubes und H 10 cm Stücke

Neben der Beschreibung der Schadensbilder werden die Ergebnisse der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen dargestellt. Die wichtigsten Kennwerte sind tabellarisch aufgeführt. Dazu gehören die maximal erreichte Kraft F_{Max} , die zugehörige Verschiebung u_{zugeh} sowie die Steifigkeit 30 bis 70 % der maximalen Kraft K_{30-70} (vgl. Bild 4-12). Bei Tube-120 wird die Steifigkeit abweichend für 50 bis 90 % der maximalen Kraft K_{50-90} ermittelt, da der Schlupf zu Beginn der Kurven über die 30 % der maximalen Kraft hinausgeht.

4.6.1 Tube-100 und Tube-120

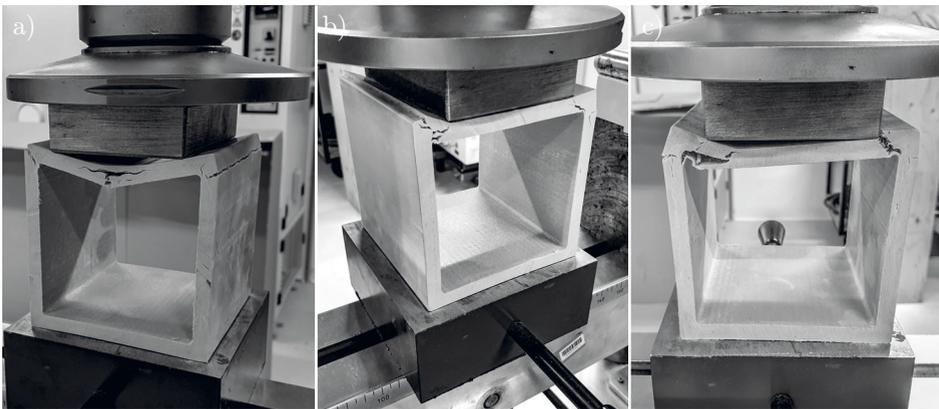


Bild 4-34: Tube-100: a) Aufreißen des Flansches und Delamination sowie Abreißen des Eckbereiches vom Steg, b) und c) diagonaler Riss ausgehend vom Laststeinleitungsklotz und Abreißen eines Eckbereiches vom Steg

Die 6 Probekörper der Versuchsreihe Tube-100 rissen immer im Bereich der Steg-Flansch-Verbindungen. Entweder bildete sich ein diagonaler Riss von der Kante

des Lasteinleitungsklotzes nach außen zur Innenkante des Stegs und ein Eckbereich riss in Höhe der Unterkante des Flansches vom Steg ab (vgl. Bild 4-34 b und c) oder es bildete sich ein Riss mittig im Bereich des horizontalen Flansches und anschließend rissen die Eckbereiche ab. Im letzteren Fall rissen die auf Zug beanspruchten Fasern im Flansch auseinander und es kam zu einer Delamination zwischen dem Druck- und Zugbereich des Flansches (vgl. Bild 4-34 a).



Bild 4-35: Tube-120: einseitiger Riss der Steg-Flansch-Verbindung in einer seitlichen Perspektive (a), Frontalansicht (b) und Perspektive von oben (c)

Die 7 Probekörper der Versuchsreihe Tube-120 zeigten alle ein ähnliches Versagen im Bereich einer Steg-Flansch-Verbindung. Entweder riss der Flansch entlang der Steg-Innenkante ab oder es bildete sich ein diagonaler Riss von der Kante des Lasteinleitungsklotzes nach außen zur Steg-Innenkante und der Eckbereich riss im Bereich der Flanschunterkante vom Steg ab (vgl. Bild 4-35).

Der Maschinenweg wurde aufgezeichnet, daher zeigen die Kurven einen Schlupf zu Beginn der Kraft-Verschiebungs-Beziehung. Der Schlupf ist bei Tube-120 ausgeprägter, dafür ist die Steigung der Kurven etwas steiler. Die Steigungen der Kurven von Tube-100 liegen deutlich weiter auseinander als bei Tube-120. Beispielsweise beträgt bei einer Kraft von 10 kN die Verschiebungsdifferenz von Tube-100 0,1955 mm und von Tube-120 0,1033 mm. Ein Probekörper des Tube-100 wurde nicht bis zum Versagen, sondern nur bis 25 kN belastet, da die zulässige Gesamtlast des Kraftaufnehmers von 20 kN bereits um 25 % überschritten war. Der Probekörper wies keine Risse oder andere Beschädigungen auf. Es ist jedoch eine Abflachung der Kurve zu erkennen. Ein Probekörper des Tube-120 versagte relativ früh bei 13,1 kN und einer Verschiebung von 1,2 mm. Die Kurven zu Tube-100 zeigen nach dem Versagen ein stufenförmiges Abfallen der Kurven, teilweise über mehrere kN. Die Kurven zu Tube-120 fallen nach dem Versagen über mehr als 10 kN nahezu linear ohne signifikante Stufenbildung ab. Die Versuche zu beiden Versuchsreihen wurden abgebrochen, bevor die Kraft auf Null abfallen konnte.

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von Tube-100

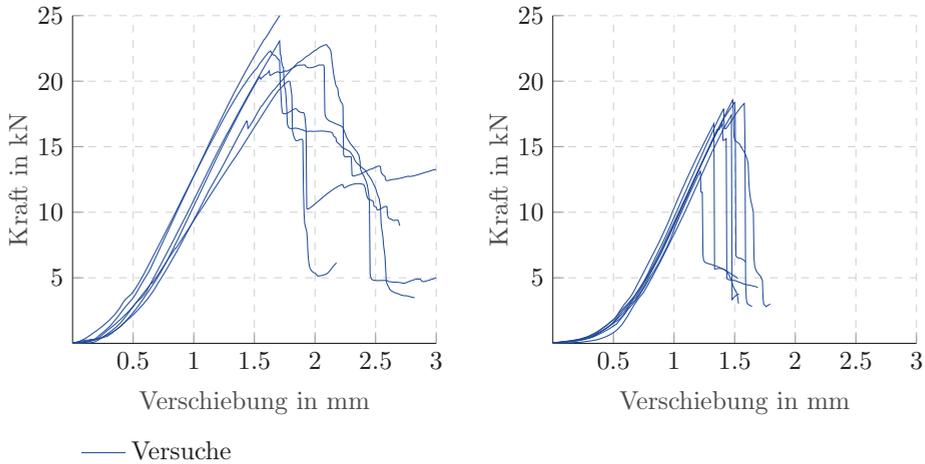


Bild 4-36: Kraft-Verschiebungs-Beziehungen links: Tube-100 und rechts: Tube-120

und Tube-120 sind in Tabelle 4-9 dargestellt. Für Tube-100 wurde eine mittlere maximale Kraft von 22,40 kN ermittelt. Der Variationskoeffizient beträgt 7,58 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 1,81 mm und variiert um 9,37 %. Für Tube-120 wurde eine etwas niedrigere mittlere Maximalkraft von 17,04 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 11,10 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 1,43 mm und variiert um 8,52 %. Die Steifigkeit K_{30-70} beträgt für Tube-100 17704 N/mm und weist mit 11,1 % einen deutlich größeren Variationskoeffizienten auf als bei Tube-120, der bei einer Steifigkeit K_{50-90} von 20249 N/mm 2,5 % beträgt.

Tabelle 4-9: Tube-100 und Tube-120: Versuchsergebnisse

Probe	Tube-100			Tube-120		
	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	K_{30-70} [N/mm]	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	K_{50-90} [N/mm]
1	20,00	1,78	14022	17,41	1,47	19911
2	22,32	1,63	18094	16,76	1,33	20722
3	25,00	1,71	19436	13,11	1,22	20976
4	23,06	1,71	18252	18,30	1,58	20599
5	22,79	2,09	17235	18,38	1,50	19991
6	21,25	1,92	19183	16,74	1,40	19915
7				18,56	1,48	19628
m	22,40	1,81	17704	17,04	1,43	20249
s	1,70	0,17	1970,5	1,89	0,12	508,6
v [%]	7,58	9,37	11,1	11,10	8,52	2,5

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

4.6.2 H-120 und H-200

Die 7 Probekörper der Versuchsreihe H-120 zeigten alle ein ähnliches Versagen im Bereich der Steg-Flansch-Verbindungen. Die Flansche verformten sich, bis schließlich die Steg-Flansch-Verbindungen auf einer oder beiden Seiten aufrissen (vgl. Bild 4-37). Es bildete sich ein vertikaler Riss entlang der Innenkante des Flansches und zusätzlich mehrere Risse im Bereich zwischen der Innenkante des Flansches und der Kante des Lasteinleitungsklotzes. Deutlich erkennbar war zunächst immer ein diagonaler Riss von der Kante des Lasteinleitungsklotzes nach außen zur Innenkante des Steges.

Die ersten 4 Probekörper der Versuchsreihe H-200 wurden ohne seitliche Abstützung der Flansche durchgeführt (vgl. Bild 4-38 a). Dies führte zu einem ungewollten Ausweichen der Flansche nach außen. Die Folge war ein ein- oder beidseitiges Aufreißen der Steg-Flansch-Verbindung. Das seitliche Ausweichen der Flansche führte zu mehreren ungewollten Lastabfällen. Das Verhalten der Steg-Flansch-Verbindung kann auf diese Weise nicht numerisch sinnvoll untersucht werden. Daher wurden bei den Probekörper 5 bis 9 Stahlklötze auf die Unterkonstruktion geschweißt (vgl. Bild 4-38 b). Dadurch wurde ein seitliches Ausweichen der Flansche verhindert. Die Flansche verformten sich und rissen im Bereich des Übergangs zum Steg. Die Risse traten an der Außenseite der Flansche auf und kleinere Risse waren von der Kante des Lasteinleitungsklotzes nach außen bis zur Innenkante des Stegs sichtbar.

Der Schlupf in den Kurven in Bild 4-39 ist sehr unterschiedlich. Die Steigung der

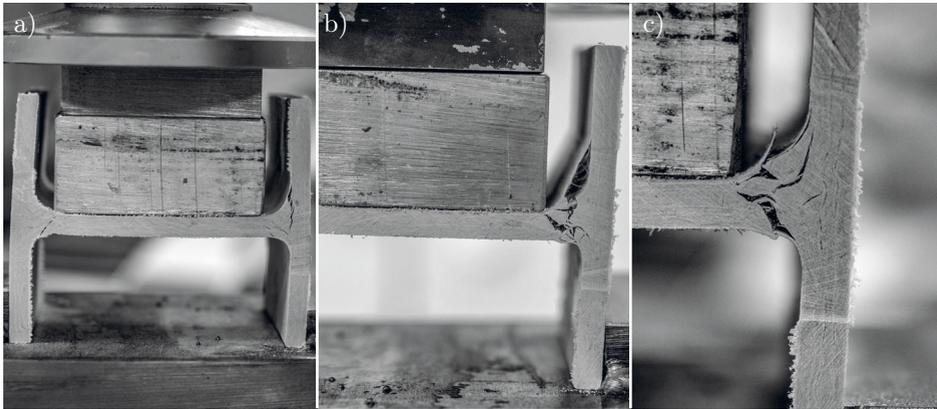


Bild 4-37: H-120: a) Flanschbiegung und Riss der Steg-Flansch-Verbindungen, b) Vergrößerung einer gerissenen Steg-Flansch-Verbindung, c) Vergrößerung einer weiteren gerissenen Steg-Flansch-Verbindung

Kurven von H-120 ist deutlich flacher als die Steigung der Kurven von H-200. Die Kurven von H-120 weisen ca. 0,5 mm bis 1,0 mm vor dem schlagartigen Versagen einen Knick in der Kurve auf. Es konnte nicht festgestellt werden, an welcher Stelle des Querschnitts die entsprechende Schädigung auftrat. Bei 5 der 7 Kurven ging die Kraft nach dem schlagartigen Versagen auf nahezu Null zurück. Die beiden anderen Kurven zeigen nach dem Versagen eine nichtlinearen, stufenförmigen Verlauf.

Die Kurven der H-200-Probekörper 1 bis 4 in Bild 4-39 (rechtes Diagramm) zeigen einen gezackten Kurvenverlauf. Die Zacken zeigen ein seitliches Ausweichen der Flansche und eine zunehmende Schädigung der Querschnitte an. Die letzte große Zacke entspricht einer deutlich sichtbaren Querschnittsschädigung. Die Kurven der Probekörper 5 bis 9 von H-200 weisen wie die Probekörpern der Versuchsreihe H-120 vor der deutlich sichtbaren Schädigung einen kleinen Knick auf. Auch hier konnte nicht festgestellt werden, an welcher Stelle im Querschnitt die entsprechende Schädigung auftritt. Die Kurven-Charakteristik nach dem Versagen ist nichtlinear ausgeprägt. Schließlich kam es zu einem deutlichen Lastabfall.

Die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten von H-120 und H-200 sind in Tabelle 4-10 dargestellt. Für H-120 wurde eine mittlere Maximalkraft von 29,09 kN ermittelt. Der Variationskoeffizient beträgt 13,61 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 2,24 mm und variiert um 28,87 %. Bei H-200 wurde eine deutlich größere mittlere Maximalkraft von 38,58 kN erreicht. Der Variationskoeffizient beträgt 10,71 %. Die zugehörige Verschiebung beträgt 2,48 mm und variiert um 11,92 %. Die Steifigkeit K_{30-70} beträgt für H-120 19109 N/mm

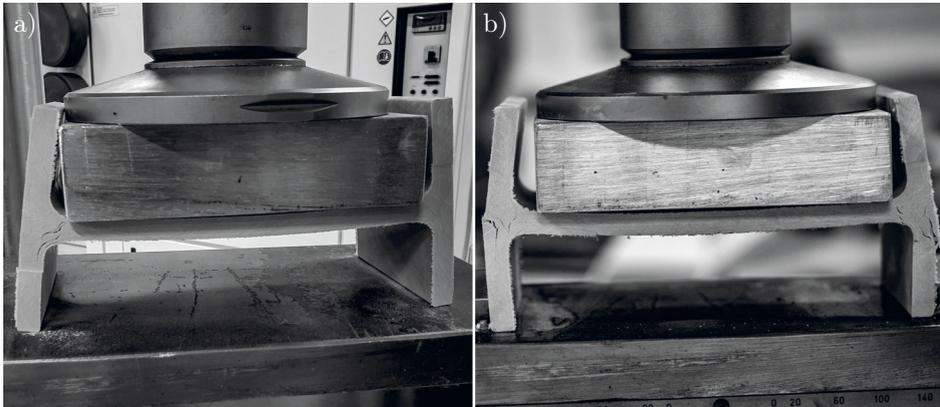


Bild 4-38: H-200: a) Ausweichen der Flansche und reißen einer Steg-Flansch-Verbindung (Probekörper 1 bis 4), b) reißen der Flansche (Probekörper 5 bis 9)

und zeigt mit 4,7 % einen ähnlichen Variationskoeffizienten wie H-200, der bei einer Steifigkeit von 25021 N/mm 5,0 % beträgt.

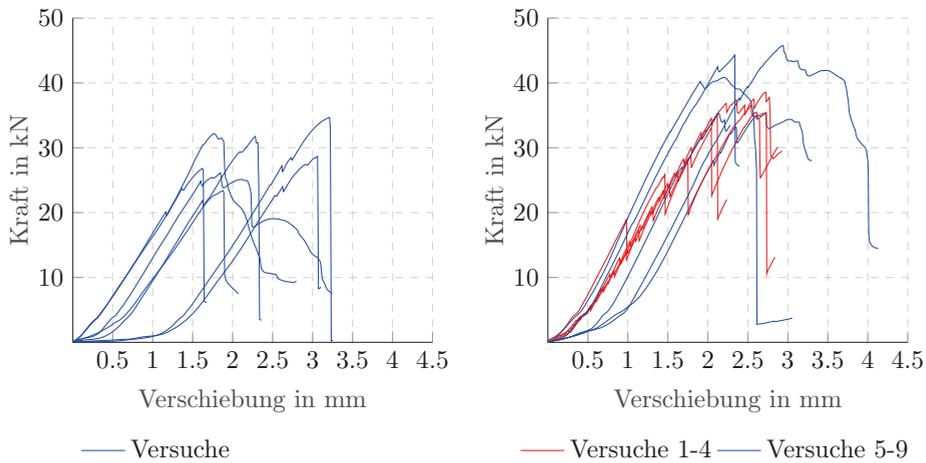


Bild 4-39: Kraft-Verschiebungs-Beziehungen links: H-120 und rechts: H-200

Tabelle 4-10: H-120 und H-200: Versuchsergebnisse

Probe	H-120			H-200		
	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	K_{30-70} [N/mm]	F_{Max} [kN]	u_{zugeh} [mm]	K_{30-70} [N/mm]
1	28,68	3,06	18221	35,10	2,12	
2	23,40	1,88	19831	38,57	2,73	
3	26,14	1,85	20159	36,50	2,54	
4	32,15	1,77	19331	35,47	2,60	
5	34,67	3,21	18994	35,31	2,73	24329
6	31,76	2,28	17638	35,36	2,13	25592
7	26,82	1,62	19585	44,30	2,34	24411
8				45,76	2,94	23842
9				40,87	2,21	26931
m	29,09	2,24	19109	38,58	2,48	25021
s	3,96	0,65	900,4	4,13	0,30	1246,6
v [%]	13,61	28,87	4,7	10,71	11,92	5,0

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

4.6.3 Zusammenfassung und Diskussion der Tubes und H 10 cm Stücke

Die Ergebnisse der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen zeigen bei allen Versuchen einen Schlupf zu Beginn der Kurven. Dieser Schlupf kann in einer Simulation nicht abgebildet werden. Aus diesem Grund wird für zukünftige Versuche ein optisches Messsystem, wie es für die Rahmenecken verwendet wurde, im Hinblick auf eine Simulation empfohlen. Mit dem optischen Messsystem kann die Verformung des Querschnitts an definierten Stellen gemessen werden. Diese definierten Stellen können in der Simulation abgebildet werden und die Ergebnisse aus experimentellem Versuch und Simulation sind besser vergleichbar. Unabhängig vom Schlupf kann die Steifigkeit bzw. die maximale Kraft aus den experimentellen Versuchen mit den Ergebnissen aus der Simulation verglichen werden. Ein weiteres Problem stellt die Lagerung der Doppel-T-Profile dar. Ohne seitliche Abstützung wichen die Flansche nach außen aus. Durch die seitliche Abstützung konnte das Ausweichen nach außen verhindert werden. Dies führte jedoch zu einer Veränderung der Kontaktflächen des Profils mit der Konsole. In Bild 4-40 sind die Verformungen der Profile und die Veränderung der Kontaktflächen skizziert. Neben den Doppel-T-Profilen haben sich auch bei den Hohlkastenprofilen die Kontaktfläche verändert.

Das Ziel war es, die Tragfähigkeit in den Steg-Flansch-Verbindungen für eine Simulation zu erfassen. Die Profilverformungen und die Änderungen der Lagerungsbedingungen erschwerten eine identische Abbildung in der Simulation. Die Schäden traten nicht immer direkt in den Steg-Flansch-Verbindungen auf. Dies war insbesondere bei den Versuchen am H-200 der Fall (vgl. Bild 4-38).

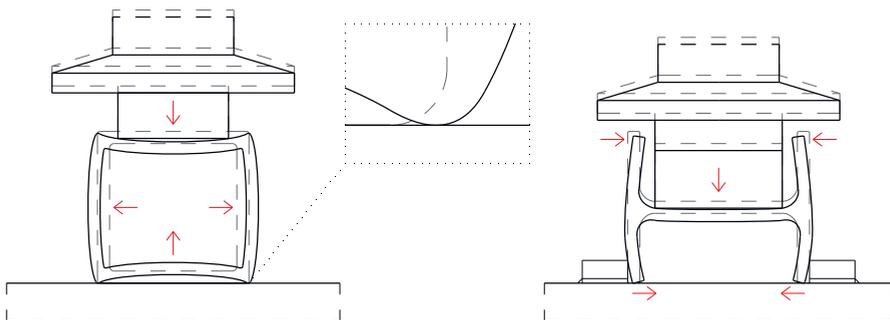


Bild 4-40: Querschnittsverformungen Tubes und H 10 cm Stücke

Der Vergleich der mittleren Steifigkeiten zeigt ebenfalls eine Problematik, die aus der Verformung resultiert. Tube-100 hat mit 8 mm eine größere Wanddicke als Tube-120 mit 5 mm. Trotzdem hat Tube-120 mit 20249 N/mm eine deutlich größere mittlere Steifigkeit als Tube-100 mit 17704 N/mm. Die um 4 cm längeren

Kantenabmessungen der Stege führten bei Tube-100 teilweise zum Versagen infolge Biegung, während Tube-120 ausschließlich an den Steg-Flansch-Verbindungen versagte. Daraus folgt, dass bei dem gewählten Versuchsaufbau eine geringere Wanddicke nicht zwangsläufig zu einer geringeren Steifigkeit führt. Die Probekörper aus H-120 weisen bei gleicher Wanddicke wie Tube-100 eine größere mittlere Steifigkeit von 19109 N/mm auf. Dabei ist zu beachten, dass die vertikal angeordneten Flansche durch den mittig angeschlossenen Steg mittig und nicht am Kopf beansprucht wurden. Außerdem wurden die vertikalen Bauteile bei den I-Profilen nicht untereinander abgestützt. Dies führte im Gegensatz zu den K-Profilen zu Verformungen der vertikal angeordneten Flansche am Kopf sowie im Bereich der Lagerung. Daraus kann geschlossen werden, dass die angegebenen Steifigkeiten nicht immer allein die Steifigkeiten der Steg-Flansch-Verbindungen darstellen, sondern durch die Querschnittsverformungen beeinflusst werden. Die Probekörper des H-200 weisen mit einer Wanddicke von 10 mm und der größten Profilhöhe, im Versuch die Breite, von 200 mm weisen mit 25021 N/mm die größte mittlere Steifigkeit auf.

5 Numerische Untersuchungen

5.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten numerischen Untersuchungen mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) beschrieben. Ziel der Untersuchungen war es, das Momenten-Rotations-Verhalten der Eckverbindungen numerisch abzubilden, die Schwachstellen zu lokalisieren und die Eckverbindungen zu optimieren bzw. Optimierungsmöglichkeiten aufzuzeigen.

Im Rahmen der numerischen Untersuchungen dieser Ausarbeitung entstanden die Bachelorthesis von Joachim Beyer [15] sowie die Masterthesen von Lukas Lünig [41], Thore Siegmund [64], Jennifer Dorau [23] und André Feldmann [26]. Die Studierenden untersuchten Thesen zur Abbildung von Glasfaser-Kunststoff-Laminaten in einem numerischen Modell und deren Verbindungen. Unter anderem wurden eine mögliche Vereinfachung des Mehrschichtverbundes, die Klärung der Kontaktbedingungen zwischen GFK und Stahl sowie zwischen Schrauben und GFK bzw. Stahl und mögliche Optimierungspotentiale einiger Eckverbindungen untersucht. Die Ergebnisse dienen als wichtige Erkenntnisse und Eingangsparameter für die nachfolgenden Kapitel.

Für einige pultrudierte GFK-Profile liegen Materialkennwerte des Herstellers *CTS* vor. Diese Kennwerte umfassen die Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte sowie die Fasergewichtsanteile der einzelnen Schichten, ohne Angabe der Schichtdicken, aber mit Angabe der Anzahl der Schichten. Die Werte wurden an einer früheren Produktionsreihe von pultrudierten GFK-Profilen ermittelt. Nach Angaben des Herstellers *CTS* sind die Eigenschaften von der Bauteildicke und nicht von der Profilquerschnittsform abhängig. Für das Doppel-T-Profil 120/100/8 mm liegen Materialkennwerte für die gleiche Profilform und Abmessungen vor. Diese sollten auch für das Hohlkastenprofil 100/100/8 mm anwendbar sein. Für das Hohlkastenprofil 120/60/5 mm liegen Materialkennwerte eines quadratischen Hohlkastenprofils 80/5 mm und für das Doppel-T-Profil 200/100/10 mm liegen Materialkennwerte für die gleiche Profilform und Abmessungen vor.

Die numerischen Simulationen wurden weggesteuert in negativer Z-Richtung durchgeführt.

Die nachfolgend beschriebenen numerischen Modellierungen wurden mit *ANSYS* in der Programmversion 2019 R3 [2] durchgeführt. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgte mit *Excel* aus dem *Microsoft Office Paket Professional Plus 2016* sowie mit *MATLAB* in der Version R2018b.

5.2 Tube's und H 10 cm Stücke

5.2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die numerischen Untersuchungen an den Tube's und den H 10 cm Stücken beschrieben. Die zugehörigen experimentellen Untersuchungen sind in Kapitel 4.6 beschrieben. Das Material der GFK-Probekörper kann nach der klassischen Laminattheorie (CLT) oder nach einem homogenen isotropen Materialgesetz beschrieben werden. Letzteres lässt keine Rückschlüsse auf die Versagensursache zu. Daher sollten die Eckverbindungen möglichst mit der CLT modelliert werden. Mögliche Probleme mit der CLT werden im Folgenden anhand der Tube's und H 10 cm Stücke aufgezeigt.

Bei der CLT werden Elemente über die Bauteildicke entsprechend der Schichtenanzahl erzeugt. Dadurch vervielfacht sich die Knotenanzahl im Vergleich zu einem homogenen Materialgesetz mit nur einem Element über die Bauteildicke (vgl. Bild 5-1).

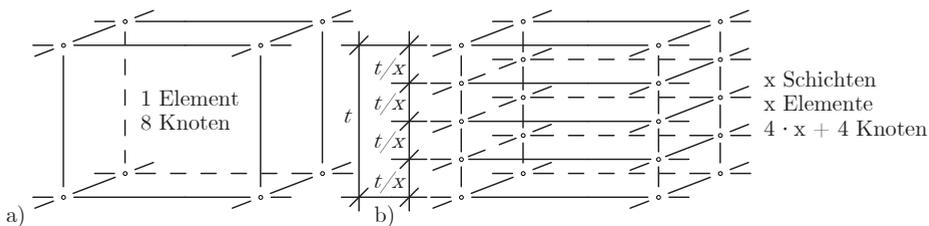


Bild 5-1: Vergleich der Elemente und Knoten über die Bauteildicke t zwischen a) homogenem isotropen Materialgesetz und b) CLT

Im Vergleich zu den Eckverbindungen weisen die Tube's und die H 10 cm Stücke deutlich kleinere geometrische Abmessungen auf. Die daraus resultierenden kleineren Volumina führen bei gleichen Randbedingungen zu einer geringeren Knotenanzahlen. Die Anzahl der Knoten bzw. Elemente ist ein entscheidender Parameter für die erforderliche Rechenleistung und -zeit. Daher eignen sich die Tube's und die H 10 cm Stücke, um das Netz zu kalibrieren und die Auswirkungen auf Rechenleistung und -zeit abzuschätzen. Darüber hinaus wird die Handhabbarkeit

der numerischen Modelle in Abhängigkeit von der Modellgröße bzw. den Systemgrenzen aufgezeigt. Die Ergebnisse sollen auch Aufschluss darüber geben, ob die Datenbasis der Materialeigenschaften für die Anwendung der CLT ausreichend ist.

Die Elemente wurden zum Nachteil der Elementqualität so groß wie möglich gewählt, um die Knotenanzahl zu minimieren. Das begrenzende Kriterium für die Elementgröße war der Einfluss auf die Ergebnisse, der durch den Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen festgestellt wurde. Lasteinleitungsbereiche, gekrümmte Querschnittsbereiche und Bereiche starker Verformungen wurden kleiner elementiert. Durch Ausnutzung der Symmetriebedingungen konnten die numerischen Modelle um drei Viertel verkleinert werden. Durch die Verwendung von Volumenelementen und mehreren übereinander liegenden Einzelschichten entstehen entsprechend viele Knoten, die im Vergleich zu Schalenelementen bzw. homogenen Einzelschichten mehr Rechenleistung und damit mehr Rechenzeit erfordern. Durch eine Viertelung des Systems kann die Knoten- und Elementanzahl nahezu geviertelt werden. Die benötigte Rechenleistung bzw. Rechenzeit kann jedoch nicht 1 zu 1 skaliert werden. Dies hängt unter anderem mit den zusätzlichen Randbedingungen für die Schnittebenen reibungsfreie Lagerung in Verschiebungsrichtung zusammen.

Für die Bereiche konstanter Wanddicken liegen Angaben über Schichtenanzahl, Faserorientierung und Faservolumenanteil pro Schicht vor. Bild 5-2 zeigt die unterschiedlichen Wanddicken im Bereich der Steg-Flansch-Verbindungen. Die Hohlkastenprofile weisen in der Steg-Flansch-Verbindung außen kleinere Radien als innen auf, so dass sich in der Verbindung ein zusätzliches Volumen unbekannter Materialität ergibt. Die Doppel-T-Profile weisen ebenfalls zusätzliche Querschnittsflächen durch die Radien im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung unbekannter Materialität und weniger Querschnittsfläche im Bereich der abgerundeten Ecken an den Flanschen auf.

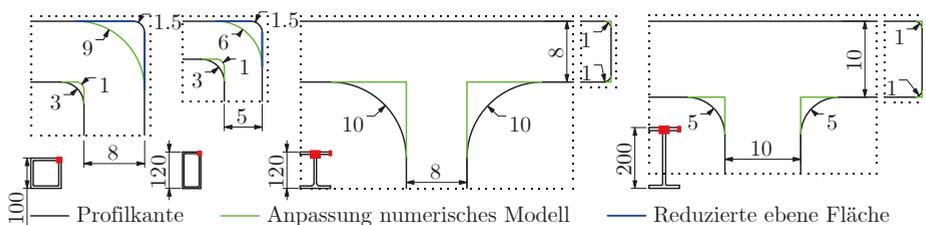


Bild 5-2: Steg-Flansch-Verbindungen in der Realität und in den numerischen Modellen

Der Schichtaufbau wird im Modul *ACP Pre* der *Ansys Workbench* ausgehend von einer Ebene (z.B. der inneren oder äußeren des Profilveroberfläche) generiert. Um nicht behebbare softwarebedingte Fehler zu vermeiden, wird empfohlen, die Schichten von der inneren Profilveroberfläche in Richtung der äußeren Profilveroberfläche generieren zu lassen. Diese Vorgehensweise führt bei Hohlkastenprofilen zu abweichenden Geometrien in den Steg-Flansch-Verbindungen. Die Innenradien der Hohlkastenprofile betragen 3 mm und wurden im numerischen Modell mit 1 mm angenommen. Dadurch betragen die äußeren Radien 6 mm (5 mm Wanddicke) bzw. 9 mm (8 mm Wanddicke) statt 1,5 mm. Dies führt zu den in Bild 5-2 blau markierten reduzierten ebenen Flächen an den Außenseiten. Eine direkte Kraftübertragung von parallel zu den Steg- bzw. Flanschkanten wirkenden Kraftflüssen über diese Bereiche ist nicht mehr möglich. Bei I-Profilen werden die Radien an den Flanschen und an den Steg-Flansch-Verbindungen im numerischen Modell vernachlässigt.

Aus den entsprechenden Kurven der experimentellen Versuche werden lineare Regressionsgeraden bis zum schlagartigen Versagen gebildet. Diese sind im Folgenden immer grau gestrichelt dargestellt. Der sofortige Kraftabfall ist gekennzeichnet und die zugehörigen gemittelten Koordinaten sind als graue Kreise dargestellt.

5.2.2 Tube-120

Bild 5-3 zeigt die Kubatur des numerischen Modells von Tube-120, wobei das Hohlkastenprofil nur als gevierteltes Bauteil konstruiert ist. Der zugehörige experimentelle Versuch ist in Bild 4-9 dargestellt.

Die in Bild 5-2 dargestellten Verkleinerungen der äußeren ebenen Flächen haben keinen Einfluss auf die Kontaktflächen zwischen dem GFK-Profil und dem Aluminiumzuschnitt. Allerdings verringert sich die Kontaktfläche zur Lagerungsfläche. Dies ist bei der Auswertung der Ergebnisse zu berücksichtigen. Die Schichtdicken sind der Tabelle 5-1 zu entnehmen. Die Nummerierung erfolgt von innen nach außen. Die Gesamtschichtdicke beträgt 5 mm. Der Winkel beträgt in diesem Fall immer Null Grad, da keine Gelege oder Gewebe vorhanden sind. Wirrfaserschichten gehören zur Gruppe der Matten und bestehen aus ungeschnittenen, regellos übereinander angeordneten Fasern.

Die technischen Daten der verwendeten Materialien sind in Anhang C.1 aufgeführt. Bild 5-4 zeigt das Netz und die Schichten aus *ANSYS*. Bei der Elementierung wurden die Knoten benachbarter Bauteile möglichst übereinander angeordnet. Dies erforderte eine einheitliche Elementbreite aller Bauteile (vgl. Bild 5-4 rechtes Teilbild). Durch diese Maßnahme sollte der Rechenaufwand bzw. die Rechenprobleme minimiert werden. In Querrichtung des Profils (vgl. Bild 5-4 linkes Teilbild) veränderte sich die Kontaktlinie stetig, so dass es an dieser Stelle nicht

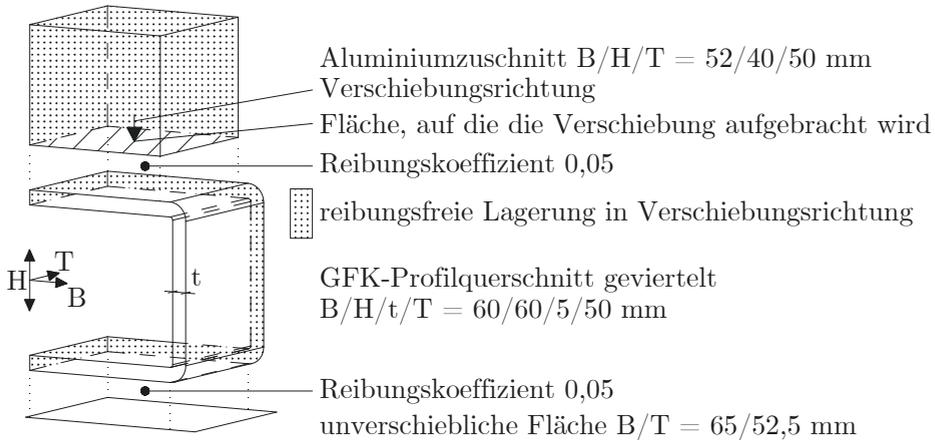


Bild 5-3: Tube-120: Explosionszeichnung des numerischen Modells (Einzelschichten nicht dargestellt)

Tabelle 5-1: Tube-120: Eingabewerte GFRK-Schichten

Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]	Material
1, 5	0,34	0	Wirrfaser
2, 4	1,99	0	UD
3	0,34	0	Wirrfaser

relevant war, dass die Knoten übereinander lagen. Es war jedoch relevant, die Knotenabstände im Bereich der Kontaktlinie zu reduzieren.

Für den Kontakt zwischen dem massiven Aluminiumzuschnitt, über den die Last (Verschiebung) auf das GFRK-Profil übertragen wird, und der GFRK-Oberfläche wird ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen. Als festes Lager wird eine Fläche mit einer fiktiven Dicke von 1 mm als Schalenelement erzeugt. Die Unterseite des GFRK-Profils konnte nicht als fest Lager gewählt werden, da sie sich während der Versuchsdurchführung von der Unterkonstruktion weg verformte. Dadurch änderte sich der Kontakt von einem flächigen Kontakt zu Beginn des Versuchs zu einem sich stetig ändernden linienförmigen Kontakt während der Versuchsdurchführung. Auch hier wurde ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen.

Die Ergebnisse der numerischen Simulationen werden mit den experimentellen Er-

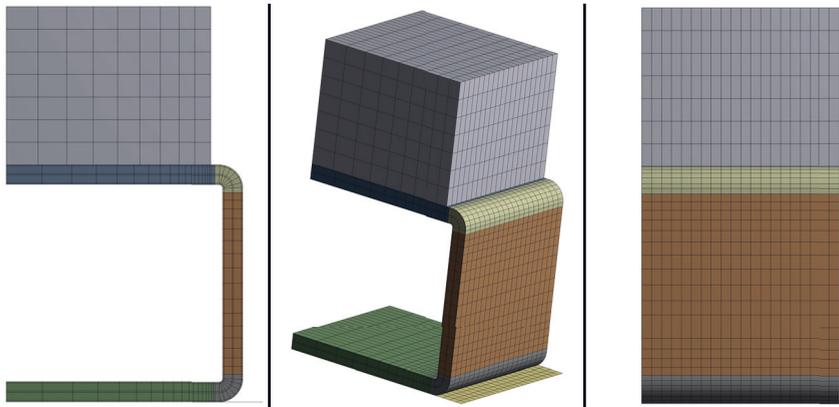


Bild 5-4: Tube-120: Netz und Schichten des numerischen Modells (Screenshot aus *ANSYS Mechanical*)

gebissen aus Kapitel 4.6 verglichen. Dazu werden die Kraft-Verformungs-Kurven aus Bild 4-36 bis zum abrupten Versagen gemittelt. Die Kurven der experimentellen Versuche weisen bis zu einer Verschiebung von 0,8 mm einen Schlupf auf, der in der Simulation nicht auftreten kann. Daher werden die Daten der experimentellen Versuche bis 0,8 mm entfernt und die Verschiebungswerte der Mittelwertkurve um 0,5 mm reduziert. Die 0,5 mm ergeben sich aus dem Nulldurchgang einer linearen Regression der Mittelwertkurve mit der X-Achse.

Die Kurve **ANSYS Standardwerte** in Diagramm 5-5 wurde mit den Materialparametern gemäß Tabelle C-1 und C-2 erstellt. Das Versagen tritt bei 12,7 kN und 0,6 mm auf. Das Versagen der Mittelwertkurve **Regressionsgerade projiziert** tritt bei 17,1 kN und 0,87 mm auf. Dies entspricht einer um 134,6 % höheren Kraft ($17,1 \cdot 100 / 12,7 = 134,6\%$) als die 12,7 kN. Daher wurden die Kurven **ANSYS Sp+30%** und **ANSYS Sp+30%, G+5%** mit 30 % höheren orthotropen Spannungslimits ermittelt. Das Ergebnis ist eine annähernd gleiche Kraft von 16,8 kN bei 0,8 mm. Darüber hinaus ist die Kraft-Verschiebungs-Beziehung nach dem Versagen bei weitem nicht identisch mit den experimentellen Versuchen. Die Kurve **ANSYS Sp+30%, G+5%** wurde mit um 5 % höheren Steifigkeitsreduktionen nach dem Versagen (Damage Evolution Law) ermittelt. Es zeigt sich ein etwas niedrigerer Kurvenverlauf, der jedoch weit von der Mittelwertkurve der realen Versuche entfernt ist. Die modifizierten Werte sind in Tabelle 5-2 zusammengefasst.

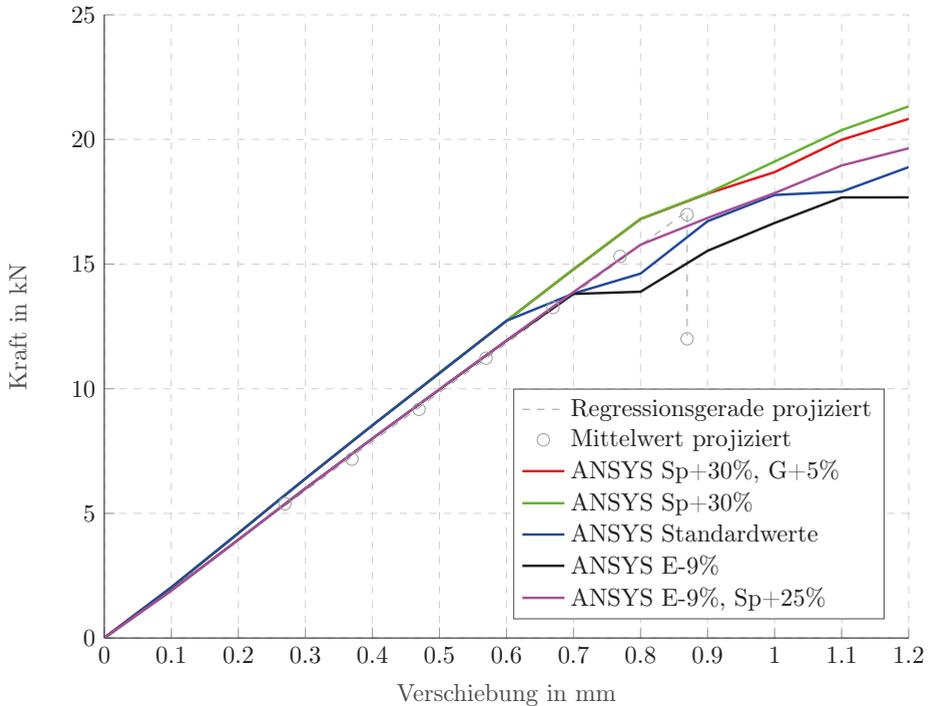


Bild 5-5: Tube-120: Kraft-Verschiebungs-Beziehungen numerische Simulation

Tabelle 5-2: Tube-120: angepasste Technische Daten

UD-Schichten sowie Wirrfaserschichten (Woven Specification for Puck - Unidirectional 1 und Unidirectional 2)

Orthotropic Elasticity - um 9 % reduziert		E-9%	
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	28851	
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	5905	
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	5905	
Orthotropic Stress Limits - um 25 % bzw. 30 % erhöht			
		Sp+25%	Sp+30%
Tensile X direction	[N/mm ²]	1375	1430
Tensile Y direction	[N/mm ²]	43,75	45,5
Tensile Z direction	[N/mm ²]	43,75	45,5
Compressive X direction	[N/mm ²]	-843,75	-877,5
Compressive Y direction	[N/mm ²]	-150	-156
Compressive Z direction	[N/mm ²]	-150	-156

Tabelle 5-2: Tube-120: angepasste Technische Daten (Fortsetzung)

Shear XY	[N/mm ²]	100	104
Shear YZ	[N/mm ²]	57,693	60
Shear XZ	[N/mm ²]	100	104
Wirrfaserschichten			
Orthotropic Elasticity - um 9 % reduziert			E-9%
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]		20153
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]		20153
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]		6710
Orthotropic Stress Limits - um 25 % bzw. 30 % erhöht			
		Sp+25%	Sp+30%
Tensile X direction	[N/mm ²]	975	1014
Tensile Y direction	[N/mm ²]	975	1014
Tensile Z direction	[N/mm ²]	43,75	45,5
Compressive X direction	[N/mm ²]	-600	-624
Compressive Y direction	[N/mm ²]	-600	-624
Compressive Z direction	[N/mm ²]	-150	-156
Shear XY	[N/mm ²]	100	104
Shear YZ	[N/mm ²]	57,693	60
Shear XZ	[N/mm ²]	100	104
UD-Schichten sowie Wirrfaserschichten			
Damage Evolution Law - um 5 % erhöht			G+5%
Active Table			MPD
Tensile Fiber Stiffness Reduction			0,98
Compressive Fiber Stiffness Reduction			0,91
Tensile Matrix Stiffness Reduction			0,85
Compressive Matrix Stiffness Reduction			0,65

Da die Probekörper in den experimentellen Versuchen so schlagartig versagten, ist es nicht verwunderlich, dass in den numerischen Untersuchungen die Daten mit dem Einsetzen der ersten Schädigung relativ schnell unbrauchbar werden. In den numerischen Untersuchungen wird trotz physischer Trennung der einzelnen Schichten mit reduzierten Steifigkeiten weitergerechnet.

Die Steigung der 3 genannten Kurven weicht noch von der Mittelwertkurve **Regressionsgerade projiziert** ab. Bei 0,8 mm weisen die Kurven **ANSYS Sp+30%** und **ANSYS Sp+30%, G+5%** eine Kraft von 16,8 kN und die Mittelwertkurve mit einer Steigung von 19,6930 kN/mm eine Kraft von 15,75 kN auf. Entsprechend wurden die E-Module mit der Kurve **ANSYS E-9%** um 9 % reduziert ($100\% - 15,5kN \cdot 100\%/17,0kN = 8,8\%$)¹. Die Anpassung der E-Module führt

¹Der Wert von 16,8 kN wurde auf 17,0 kN und der Wert von 15,75 kN auf 15,5 kN gerundet.

zu nahezu identischen Steigungen der Kurven. Die Schädigung tritt jedoch zu früh ein. Daher wurde eine weitere numerische Untersuchung **ANSYS E-9%**, **Sp+25%** mit einer Anpassung der E-Module um 9 % nach unten und einer Erhöhung der orthotropen Spannungslimits um 25 % ($17,1\text{ kN} \cdot 100\%/13,8\text{ kN} = 123,9\%$) durchgeführt. Die Steigung der zugehörigen Kurve ist erwartungsgemäß fast identisch mit der Mittelwertkurve. Die Kraft beim ersten Versagen beträgt 15,8 kN und weicht damit um 7,6 % ($100\% - 17,1\text{ kN} \cdot 100\%/15,8\text{ kN} = 7,6\%$) von der Kraft beim Versagen der experimentellen Versuche 17,1 kN ab. Aufgrund der Erhöhung der Spannungslimits um 25 % und damit einer Erhöhung über den berechneten Wert von 23,9 %, also im Gegensatz zu den Kurven mit den um 30 % erhöhten Spannungslimits und der damit eher geringeren angenommenen Erhöhung², wäre eher eine Kraft über den 17,1 kN zu erwarten gewesen.

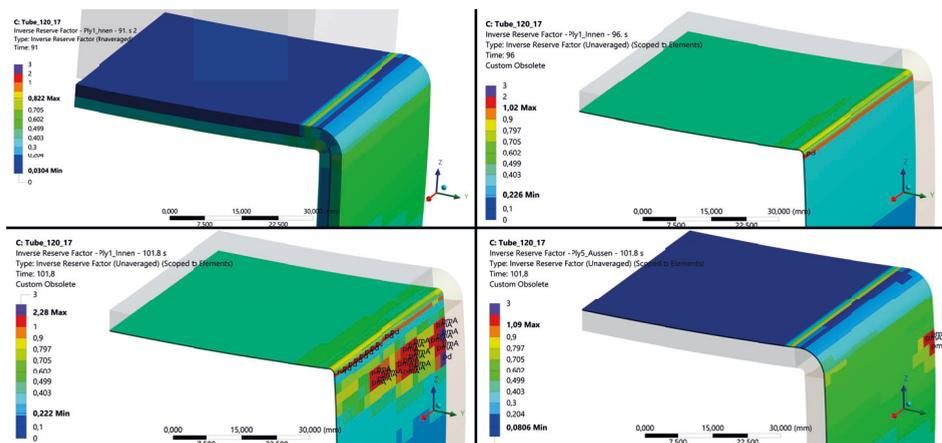


Bild 5-6: Tube-120: Versagensanalyse mittels IRF und Puck-Modi - *ANSYS Mechanical*

Die Kurve **ANSYS E-9%**, **Sp+25%** knickt zum ersten Mal signifikant bei 0,8 mm (91 s)³ Verschiebung. Entsprechend wird für den oberen Eckbereich der inneren Schicht (Ply1_Innen) ein maximaler Inverse Reserve Faktor⁴ (IRF) von 0,82

Da die Kurven mit der Anpassung der E-Module um 9 % gut zusammenpassen, wurden sie so belassen.

²Berechnet wurden 134,6 %, was einer Erhöhung um 34,6 % entspricht. Demnach ist die Erhöhung um 4,6 % geringer ausgefallen.

³Die Sekundenanzahl (s) kann mit einem Berechnungsschritt gleichgesetzt werden und wird daher zur Orientierung vor allem in den Bildausschnitten der numerischen Untersuchungen angegeben.

⁴Der Inverse Reserve Faktor entspricht dem im Bauingenieurwesen üblichen Ausnutzungsgrad, d.h. dem Verhältnis von Einwirkung zum Widerstand.

ausgegeben. Dies wird in Bild 5-6 deutlich. Weiterhin ist zu erkennen, dass bei einer Verschiebung von 0,84 mm (96 s) der IRF 1,02 beträgt und somit erstmals die Tragfähigkeit in Form einer Delamination (*pd*)⁵ überschritten wird. Dies ist plausibel, da dies der nächste Berechnungsschritt ist. Danach wird in der äußeren Schicht (Ply5_Aussen) bei einer Verschiebung von ca. 0,878 mm (101,8 s) ein IRF von 1,09 erreicht. Jedoch nicht im oberen Eckbereich. Hier tritt zunächst zum Matrixzugversagen *pmA* auf. In der inneren Schicht hat sich die Überschreitung des IRF auf den oberen Stegbereich in Form von Matrixzugversagen *pmA* ausgebreitet.

Die UD-Schichten sind deutlich dicker als die Wirrfaserschichten. Die UD-Schichten haben jedoch keine Fasern senkrecht zu den Eckbereichen. Die Wirrfaserschichten mit ihren Fasern senkrecht zu den Eckbereichen sind sowohl auf der Innen- als auch auf der Außenseite des Profils angeordnet. Bei senkrechter Belastung auf den Flansch sind die größten Zugkräfte in der inneren Schicht zu erwarten. Aufgrund der Faserorientierung und der Lage der Schichten war zu erwarten, dass die Wirrfaserschichten zunächst stärker beansprucht werden als die UD-Schichten. Durch senkrecht zu den Eckbereichen der Wirrfaserschichten verlaufenden Fasern werden die Kräfte in die Ebene der Wirrfaserschicht gelenkt. Es entstehen Zug parallel zur Schichtebene. Beim Übergang dieser Zugkräfte in die UD-Schichten kommt es zur Delamination.

Folglich wird die Richtigkeit der Ergebnisse ab einer Verschiebung von 0,878 mm stark angezweifelt und es wird darauf hingewiesen, dass zumindest bei zu erwartenden schlagartigen Versagenszuständen die Ergebnisse einer numerischen Untersuchung mit Vorsicht verwendet werden sollten.

5.2.3 Tube-100

Bild 5-7 zeigt die Kubatur des numerischen Modells von Tube-100, wobei das Hohlkastenprofil nur als gevierteltes Bauteil konstruiert ist, wie bereits bei Tube-100 ausführlich erläutert. Der zugehörige experimentelle Versuch ist in Bild 4-8 dargestellt.

Die in Bild 5-2 dargestellten Verkleinerungen der äußeren ebenen Flächen haben keinen Einfluss auf die Kontaktflächen zwischen dem GFK-Profil und dem Aluminiumzuschnitt. Allerdings verringert sich die Kontaktfläche zur Lagerungsfläche. Dies ist bei der Auswertung der Ergebnisse zu berücksichtigen. Die Schichtdicken sind der Tabelle 5-3 zu entnehmen. Die Nummerierung beginnt von innen nach

⁵Das Versagensmodell von Puck verwendet die Abkürzungen *pf* für Faserbruch, *pmA* für Matrixzugversagen, *pmB* für Matrixdruckversagen, *pmC* für Matrixschubversagen und *pd* für Delamination.

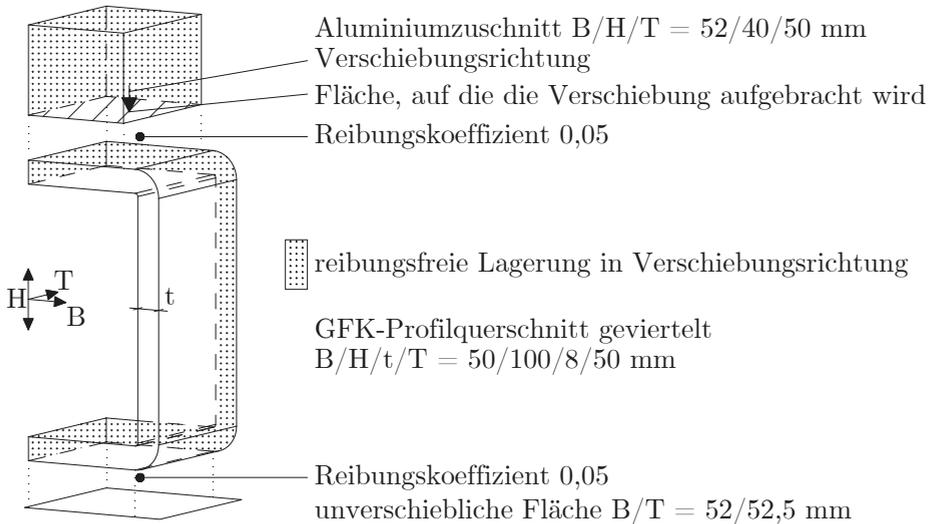


Bild 5-7: Tube-100: Explosionszeichnung des numerischen Modells (Einzelschichten nicht dargestellt)

außen. Die Gesamtschichtdicke beträgt 8 mm. Der Winkel ist Null oder 90 Grad. Wirrfaserschichten gehören zur Gruppe der Matten und bestehen aus ungeschnittenen, regellos übereinander angeordneten Fasern.

Die technischen Daten der verwendeten Materialien sind in Anhang C.1 aufgeführt. Bild 5-8 zeigt das Netz und die Schichten aus *ANSYS*. Bei der Elementierung wurden die Knoten benachbarter Bauteile möglichst übereinander angeordnet. Dies erforderte eine einheitliche Elementbreite für alle Bauteile (vgl. Bild 5-8 rechtes Teilbild). Durch diese Maßnahme sollten der Rechenaufwand bzw. Rechenprobleme minimiert werden. In Querrichtung des Profils (vgl. Bild 5-8 linkes Teilbild) veränderte sich die Kontaktlinie stetig, so dass es an dieser Stelle nicht relevant war, dass die Knoten übereinander liegen. Es war jedoch relevant, die Knotenabstände im Bereich der Kontaktlinie zu reduzieren.

Für den Kontakt zwischen dem massiven Aluminiumzuschnitt, über den die Last (Verschiebung) auf das GFK-Profil übertragen wird, und der GFK-Oberfläche wird ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen. Als festes Lager wird eine Fläche mit einer fiktiven Dicke von 1 mm als Schalenelement erzeugt. Die Unterseite des GFK-Profils konnte nicht als fest Lager gewählt werden, da sie sich während der Versuchsdurchführung von der Unterkonstruktion weg verformte. Dadurch änderte sich der Kontakt von einem flächigen Kontakt zu Beginn des

Tabelle 5-3: Tube-100: Eingabewerte GFK-Schichten

Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]	Material
1, 15	0,26	0	Wirrfaser
2, 14	0,73	0	UD
3, 13	0,73	0	UD
4, 12	0,26	90	UD
5, 11	0,63	0	UD
6, 10	0,63	0	UD
7, 9	0,63	0	UD
8	0,26	90	UD

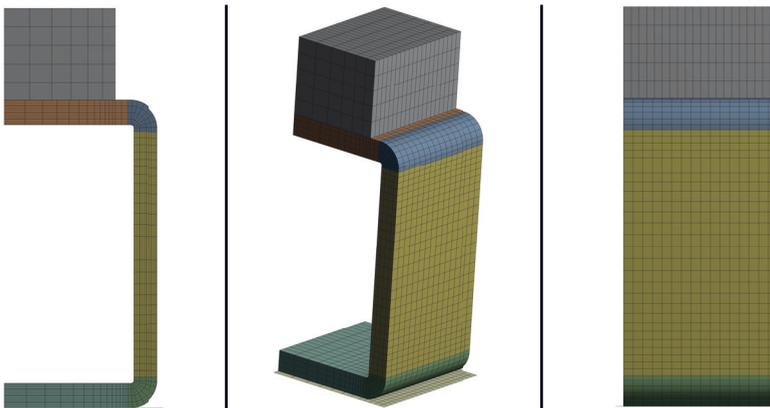


Bild 5-8: Tube-100: Netz und Schichten des numerischen Modells (Screenshot aus *ANSYS Mechanical*)

Versuchs zu einem sich stetig ändernden linienförmigen Kontakt während der Versuchsdurchführung. Auch hier wurde ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen.

Die Ergebnisse der numerischen Simulationen werden mit den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 4.6 verglichen. Dazu werden die Kraft-Verformungs-Kurven aus Bild 4-36 bis zum abrupten Versagen gemittelt. Die Kurven der experimentellen Versuche weisen bis zu einer Verschiebung von 0,4 mm einen Schlupf auf, der in der Simulation nicht auftreten kann. Daher werden die Daten der experimentellen Versuche bis 0,4 mm entfernt und die Verschiebungswerte der Mittelwertkurve um 0,31 mm reduziert. Die 0,31 mm ergeben sich aus dem Nulldurchgang einer

linearen Regressions der Mittelwertkurve mit der X-Achse.

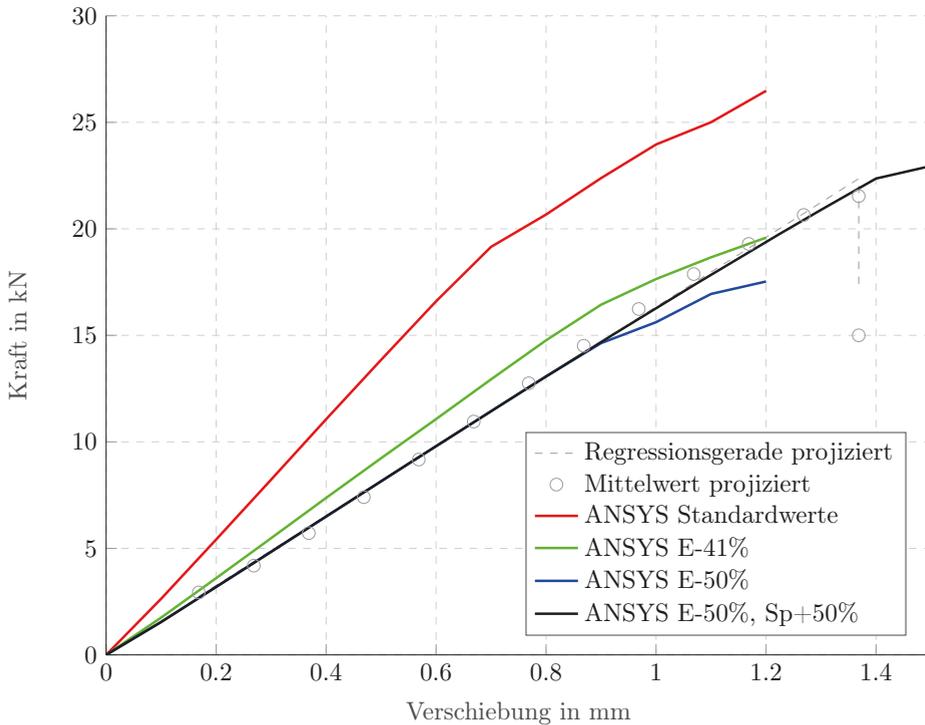


Bild 5-9: Tube-100: Kraft-Verschiebungs-Beziehungen numerische Simulation

Die Kurve **ANSYS Standardwerte** in Diagramm 5-9 wurde mit den Materialparametern gemäß Tabelle C-1 und C-2 erstellt. Die Steigung der Kurve **ANSYS Standardwerte** weicht von der Mittelwertkurve **Regressionsgerade projiziert** ab. Bei 0,7 mm zeigt die Kurve eine Kraft von 19,2 kN und die Mittelwertkurve mit einer Steigung von 16,3377 kN/mm eine Kraft von 11,44 kN. Entsprechend wurden die E-Module mit der Kurve **ANSYS E-41%** um 41 % reduziert ($100\% - 11,4\text{kN} \cdot 100\%/19,2\text{kN} = 40,6\%$). Da die Reduktion noch nicht ausreichend ist, wurden die E-Module pauschal um 50 % der Kurve **ANSYS E-50%** reduziert. Die pauschale Abschätzung passt erstaunlich gut. Die Steigungen sind nahezu identisch. Das Versagen der linearen Regressionsgerade tritt aber bei 22,4 kN und 1,4 mm auf. Das ist eine um 153,4 % höhere Kraft ($22,4 \cdot 100/14,6 = 153,4\%$) als die Kraft beim Versagen der Kurve **ANSYS E-50%** von 14,6 kN. Daher wurde die Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** mit 50

% höheren orthotropen Spannungslimits ermittelt. Der Kurvenverlauf ist bis zum Versagen in Form eines ersten Knicks in der Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** eindeutig nichtlinear. Die erste deutlich Schädigung wird mit einem Knick bei 1,4 mm und 22,4 kN sichtbar. Danach ist der bereits für Tube-100 beobachtete Kurvenverlauf zu erkennen. Der eigentlich naheliegende schlagartige Abfall der Kurve um mehrere Kilonewton bleibt aus. Die veränderten Werte sind in Tabelle 5-4 zusammengefasst.

Tabelle 5-4: Tube-100: angepasste Technische Daten

UD-Schichten sowie Wirrfaserschichten (Woven Specification for Puck - Unidirectional 1 und Unidirectional 2)

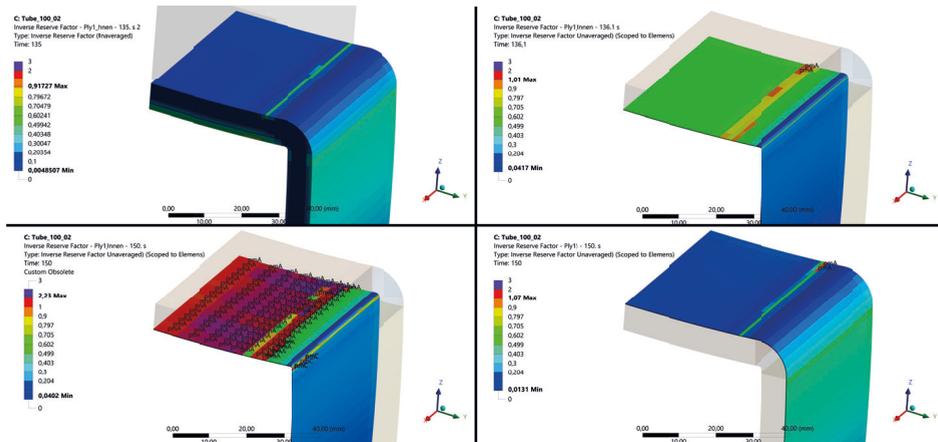
Orthotropic Elasticity - um 41 % bzw. 50 % reduziert		E-41%	E-50%
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	20775,7	17606,5
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	4265,5	3614,9
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	4265,5	3614,9
Orthotropic Stress Limits - um 50 % erhöht		Sp+50%	
Tensile X direction	[N/mm ²]		1650
Tensile Y direction	[N/mm ²]		52,5
Tensile Z direction	[N/mm ²]		52,5
Compressive X direction	[N/mm ²]		-1012,5
Compressive Y direction	[N/mm ²]		-180
Compressive Z direction	[N/mm ²]		-180
Shear XY	[N/mm ²]		120
Shear YZ	[N/mm ²]		69,231
Shear XZ	[N/mm ²]		120

Wirrfaserschichten

Orthotropic Elasticity - um 41 % bzw. 50 % reduziert		E-41%	E-50%
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	15241,5	12916,5
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	15241,5	12916,5
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	4891,3	4145,2
Orthotropic Stress Limits - um 50 % erhöht		Sp+50%	
Tensile X direction	[N/mm ²]		1170
Tensile Y direction	[N/mm ²]		1170
Tensile Z direction	[N/mm ²]		52,5
Compressive X direction	[N/mm ²]		-720
Compressive Y direction	[N/mm ²]		-720
Compressive Z direction	[N/mm ²]		-180

Tabelle 5-4: Tube-100: angepasste Technische Daten (Fortsetzung)

Shear XY	$[\text{N}/\text{mm}^2]$	120
Shear YZ	$[\text{N}/\text{mm}^2]$	69,231
Shear XZ	$[\text{N}/\text{mm}^2]$	120

Bild 5-10: Tube-100: Versagensanalyse mittels IRF und Puck-Modi - *ANSYS Mechanical*

Die Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** knickt zum ersten Mal signifikant bei 1,4 mm (135 s) Verschiebung. Entsprechend wird für den oberen Eckbereich der inneren Schicht (Ply1_Innen) ein maximaler Inverse Reserve Faktor (IRF) von 0,92 ausgegeben. Dies wird in Bild 5-10 deutlich. Weiterhin ist zu erkennen, dass bei einer Verschiebung von 1,407 mm (136,1 s) der IRF 1,01 beträgt und damit erstmals die Tragfähigkeit in Form eines Matrixzugversagens (*pmA*) überschritten wird. Alle anderen Schichten weisen noch keine Versagenszustände auf, d.h. der IRF ist kleiner als 1. Bei einer Verschiebung von 1,5 mm (150 s) tritt auch in der äußeren Schicht (Ply5_Aussen) ein Versagen in Form eines Matrixzugversagens mit zugehörigem IRF von 1,07 direkt im Kontaktbereich zum Aluminiumzuschnitt auf. In der inneren Schicht (Ply1_Innen) hat sich der Matrixzugfehler ausgebreitet und der IRF beträgt 2,23. Außerdem ist die Tragfähigkeit der nächsten Schicht (Ply2) mit einem IRF von 1,19 überschritten und auch hier tritt ein Matrixzugfehler auf.

Daher wird die Richtigkeit der Ergebnisse ab einer Verschiebung von ca. 1,4 mm stark angezweifelt und es wird darauf hingewiesen, dass zumindest bei zu erwartenden schlagartigen Versagenszuständen die Ergebnisse einer numerischen Untersuchung mit Vorsicht zu verwenden sind.

5.2.4 H-120

Bild 5-11 zeigt die Kubatur des numerischen Modells H-120, wobei das Doppel-T-Profil nur als gevierteltes Bauteil ausgebildet ist. Der zugehörige experimentelle Versuch ist in Bild 4-10 dargestellt.

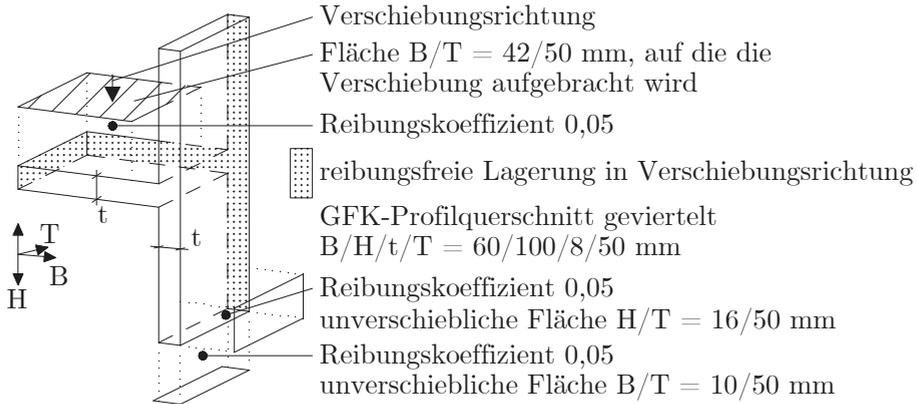


Bild 5-11: H-120: Explosionszeichnung des numerischen Modells (Einzelschichten nicht dargestellt)

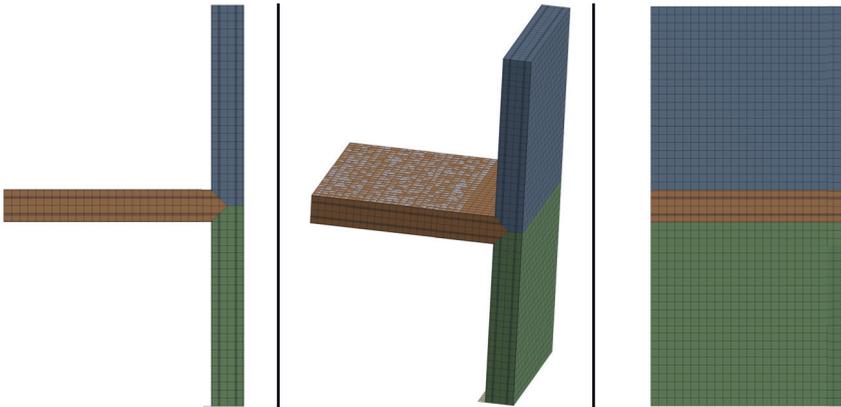
Die in Bild 5-2 dargestellte Vernachlässigung der Eckabrundungen an den Flanschen führt zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche Auflager-GFK. Die Vernachlässigung der Radien im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung hat keinen Einfluss auf den Kontakt zwischen Aluminiumzuschnitt und GFK-Steg. Die letztgenannte Vereinfachung sollte jedoch bei der Bewertung der Ergebnisse berücksichtigt werden. Tabelle 5-5 zeigt den Schichtaufbau von der Mittelebene nach außen. Daher beträgt die Summe der Schichtdicken in dieser Tabelle nur 4 mm. In *ANSYS ACP (Pre)* wird der Schichtaufbau von der Mittelebene nach außen zu beiden Seiten aufgebaut, so dass die Summe der Schichtdicken 8 mm beträgt. Der Winkel ist Null oder 90 Grad. Die Wirrfaserschichten gehören zur Gruppe der Matten und bestehen aus ungeschnittenen, regellos übereinander angeordneten Fasern.

Die technischen Daten der verwendeten Materialien sind in Anhang C.1 aufgeführt. Bild 5-12 zeigt das Netz und die Schichten aus *ANSYS*. Bei der Steg-Flansch-Verbindung wurden die Elemente in der Mitte des Flansches in einem Winkel von 45 Grad zum Steg geschnitten. Bei der Elementierung wurden die Knoten benachbarter Bauteile möglichst übereinander gelegt. Dies erforderte eine einheitliche Elementbreite für alle Bauteile. Diese Maßnahme sollte den Rechenaufwand bzw. die Rechenprobleme minimieren. In Querrichtung des Profils (vgl.

Tabelle 5-5: H-120: Eingabewerte GFK-Schichten von der Mittelebene nach außen

Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]	Material
1	1,80	0	UD
2	0,18	90	UD
3	0,14	0	UD
4	0,22	90	UD
5	1,41	0	UD
6	0,25	0	Wirrfaser

Bild 5-12 linkes Teilbild) veränderte sich die Kontaktlinie kontinuierlich. Im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung wurde die Elementbreite in Steg und Flansch reduziert.

**Bild 5-12:** H-120: Netz und Schichten des numerischen Modells (Screenshot aus *ANSYS Mechanical*)

Für das feste Auflager sowie für den Aluminiumzuschnitt wurde jeweils eine Fläche mit einer fiktiven Dicke von 1 mm als Schalenelement generiert. Für den Kontakt zwischen der Oberfläche des massiven Aluminiumzuschnitts, über den die Last (Verschiebung) auf das GFRK-Profil übertragen wird, und der GFRK-Oberfläche wird ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen. Die Stirnseiten der GFRK-Flansche sowie die Oberseite der GFRK-Flansche konnten nicht für die feste Auflagerung gewählt werden, da sich diese während der Versuchsdurchführung auf der horizontalen Unterkonstruktion verschoben und verdreht sowie von der vertikalen Auflagerung weg verformt haben. Dadurch änderte sich der Kontakt von einem flächigen Kontakt zu Beginn des Versuchs zu einem sich ständig ändernden

linienförmigen Kontakt während der Versuchsdurchführung. Auch hier wurde ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen.

Die Ergebnisse der numerischen Simulationen werden mit den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 4.6 verglichen. Dazu werden die Kraft-Verformungs-Kurven aus Bild 4-39 bis zum abrupten Versagen gemittelt. Die Kurven der experimentellen Versuche weisen sehr unterschiedliche Verschiebungswerte des Schlupfes auf, die in der numerischen Simulation nicht auftreten können. Daher werden die Daten der experimentellen Versuche bis zum jeweiligen Verschiebungswert des Schlupfes entfernt. Die 7 Kurven werden bei 5 kN zu einer Kurve zusammengeschoben. Alle Werte oberhalb der maximalen Kraft jeder Kurve werden ignoriert. Aus diesen verschobenen und verkürzten Kurven wird eine Mittelwertkurve als lineare Regressionsgerade gebildet. Der Nulldurchgang durch die X-Achse beträgt 0,09 mm. Als letzter Schritt werden die Verschiebungswerte der Mittelwertkurve um die 0,09 mm gekürzt, um die Mittelwertkurve in den Koordinatenursprung zu legen.

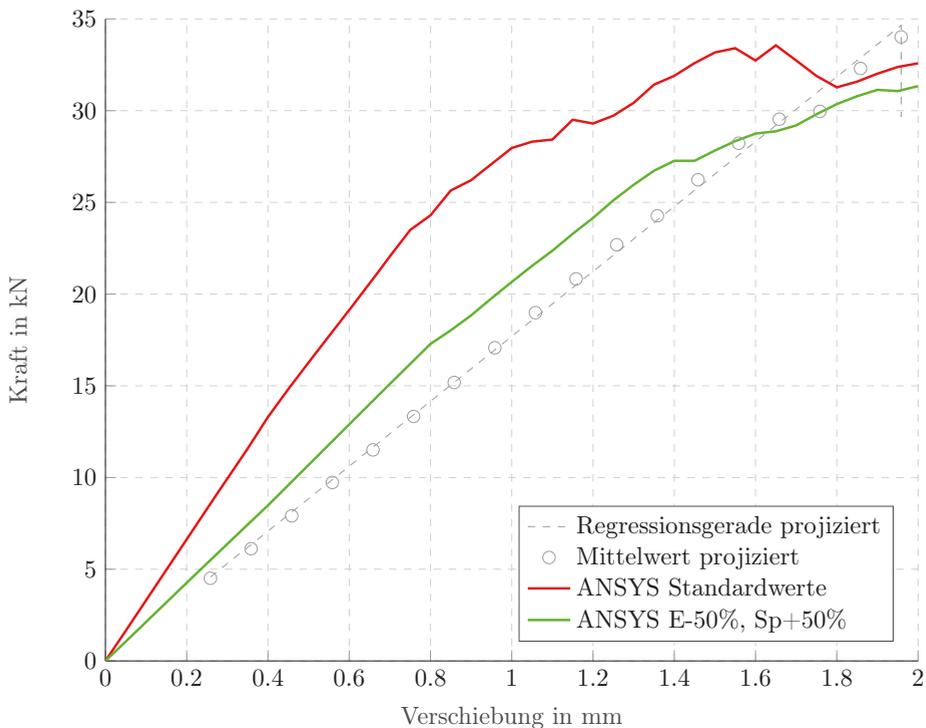


Bild 5-13: H-120: Kraft-Verschiebungs-Beziehungen numerische Simulation

Die Kurve **ANSYS Standardwerte** in Diagramm 5-13 wurde mit den Materialparametern gemäß Tabelle C-1 und C-2 erstellt. Nach einem ersten Knick in der Kurve bei 23,5 kN und einer Verschiebung von 0,75 mm verlangsamt sich der Kraftanstieg deutlich. Ein Maximum wird bei 33,6 kN und einer Verschiebung von 1,65 mm erreicht. Damit liegt die maximale Kraft der Kurve **ANSYS Standardwerte** sehr nahe an der maximalen Kraft von 34,7 kN der Mittelwertkurve **Regressionsgerade projiziert**. Allerdings liegen die Anfangssteigungen der beiden Kurven weit auseinander und der Lastanstieg in der numerischen Simulation verlangsamt sich frühzeitig. Die technischen Daten sind identisch mit Tube-100, daher wurde im nächsten Schritt versucht, sich der Mittelwertkurve mit den Anpassungen der technischen Daten aus Tabelle 5-4 anzunähern. Die zugehörige Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** weicht jedoch mit einer Kraft von 31,1 kN bei 1,95 mm Verschiebung noch deutlich von der Mittelwertkurve ab. Außerdem zeigt die Kurve bereits bei 17,3 kN und einer Verschiebung von 0,8 mm einen ersten deutlichen Knick. An dieser Stelle weichen die Kurven um 21,8 % ($17,3 \cdot 100/14,2 = 121,8\%$) voneinander ab.

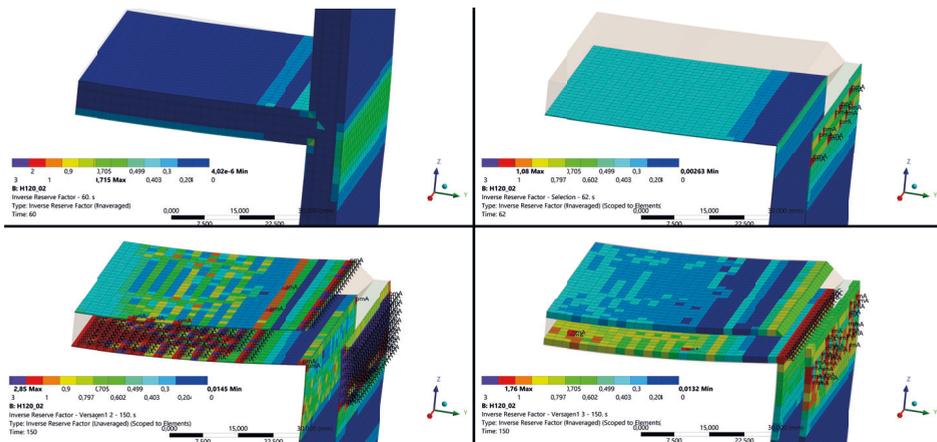


Bild 5-14: H-120: Versagensanalyse mittels IRF und Puck-Modi - *ANSYS Mechanical*

Beim ersten Knick der Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** in Diagramm 5-13 wird in der numerischen Simulation Bild 5-14 die Tragfähigkeit bei einem IRF von 0,715 (60 s) nicht überschritten. Erstmals überschritten wird die Tragfähigkeit infolge Matrixzugversagens (pmA) in der äußeren unteren Schicht im Eckbereich des Steges mit einem IRF von 1,08 bei einer Verschiebung von 0,83 mm (62 s). Auch bei einer Verschiebung von 2 mm (150 s) tritt in den äußeren Wirrfaserschichten sowie in den nachfolgenden Schichten (UD-Schichten) fast ausschließlich

Matrixzugversagen auf. Im unteren Bereich des Steges am Übergang zum Flansch tritt Matrixschubversagen (pmC) auf. Der IRF beträgt in der äußeren Wirrfaserschicht 2,85 und in den angrenzenden Schichten (UD-Schichten) noch 1,76. Die maximalen Beanspruchungen treten an den gewünschten Stellen im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung auf, d.h. auf der Oberseite des Flansches in Höhe des unteren Stegbereiches. Dies ist auch sinnvoll, weil der untere Teil des Flansches gegen seitliches Ausweichen gehalten wird.

5.2.5 H-200

Bild 5-15 zeigt die Kubatur des numerischen Modells H-200, wobei das Doppel-T-Profil nur als gevierteltes Bauteil ausgebildet ist. Der zugehörige experimentelle Versuch ist in Bild 4-11 dargestellt.

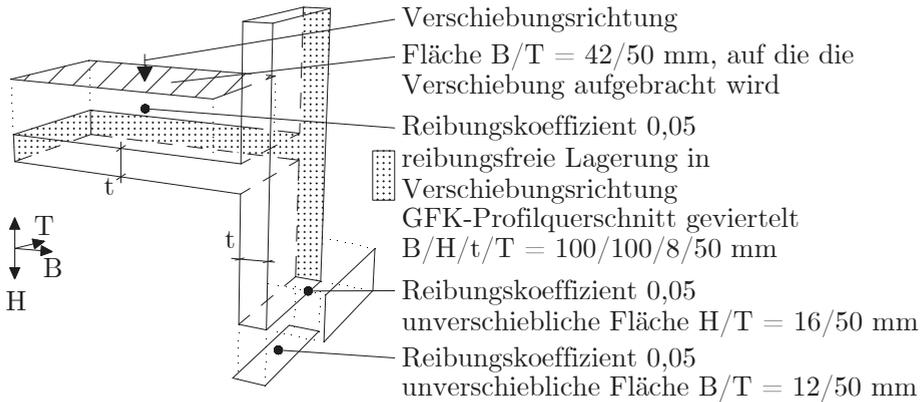


Bild 5-15: H-200: Explosionszeichnung des numerischen Modells (Einzelschichten nicht dargestellt)

Die in Bild 5-2 dargestellte Vernachlässigung der Eckabrundungen an den Flanschenden führt zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche Auflager-GFK. Die Vernachlässigung der Radien im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung hat keinen Einfluss auf den Kontakt zwischen Aluminiumzuschnitt und GFK-Steg. Die letztgenannte Vereinfachung sollte jedoch bei der Bewertung der Ergebnisse berücksichtigt werden. Tabelle 5-6 zeigt den Schichtaufbau von der Mittelebene nach außen. Daher beträgt die Summe der Schichtdicken in dieser Tabelle nur 5 mm. In *ANSYS ACP (Pre)* wird der Schichtaufbau von der Mittelebene nach außen zu beiden Seiten aufgebaut, so dass die Summe der Schichtdicken 10 mm beträgt. Der Winkel ist Null oder 90 Grad. Die Wirrfaserschichten gehören zur Gruppe der Matten und bestehen aus ungeschnittenen, regellos übereinander angeordnete-

ten Fasern.

Tabelle 5-6: H-200: Eingabewerte GFK-Schichten von der Mittelebene nach außen

Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]	Material
1	0,78	0	UD
2	0,22	0	Wirrfaser
3	0,22	90	UD
4	1,56	0	UD
5	0,22	0	UD
6	0,22	90	UD
7	1,56	0	UD
8	0,22	0	Wirrfaser

Die technischen Daten der verwendeten Materialien sind in Anhang C.1 aufgeführt. Bild 5-16 zeigt das Netz und die Schichten aus *ANSYS*. Bei der Steg-Flansch-Verbindung wurden die Elemente in der Mitte des Flansches in einem Winkel von 45 Grad zum Steg geschnitten. Bei der Elementierung wurden die Knoten benachbarter Bauteile möglichst übereinander gelegt. Dies erforderte eine einheitliche Elementbreite für alle Bauteile. Diese Maßnahme sollte den Rechenaufwand bzw. die Rechenprobleme minimieren. In Querrichtung des Profils (vgl. Bild 5-12 linkes Teilbild) veränderte sich die Kontaktlinie kontinuierlich. Im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung wurde die Elementbreite in Steg und Flansch reduziert.

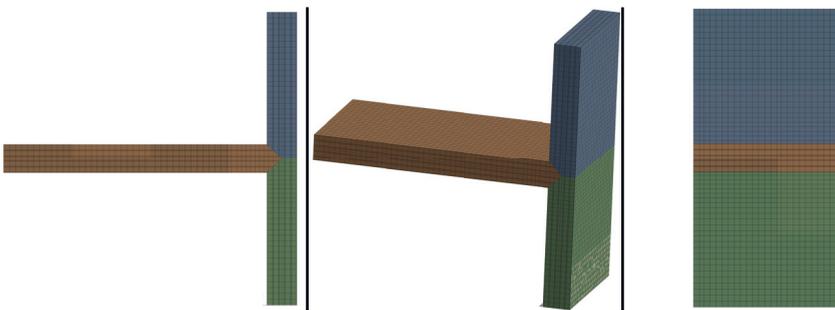


Bild 5-16: H-200: Netz und Schichten des numerischen Modells (Screenshot aus *ANSYS Mechanical*)

Für das feste Auflager sowie für den Aluminiumzuschnitt wurde jeweils eine Fläche

mit einer fiktiven Dicke von 1 mm als Schalenelement generiert. Für den Kontakt zwischen der Oberfläche des massiven Aluminiumzuschnitts, über den die Last (Verschiebung) auf das GFK-Profil übertragen wird, und der GFK-Oberfläche wird ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen. Die Stirnseiten der GFK-Flansche sowie die Oberseite der GFK-Flansche konnten nicht für die feste Auflagerung gewählt werden, da sich diese während der Versuchsdurchführung auf der horizontalen Unterkonstruktion verschoben und verdreht sowie von der vertikalen Auflagerung weg verformt haben. Dadurch änderte sich der Kontakt von einem flächigen Kontakt zu Beginn des Versuchs zu einem sich ständig ändernden linienförmigen Kontakt während der Versuchsdurchführung. Auch hier wurde ein Reibungskoeffizient von 0,05 angenommen.

Die Unterschiede der Materialkennwerte für die Wanddicken 5 mm und 8 mm waren nicht sehr groß. Hinzu kommt die Erfahrung, dass die Werte für Tube 100, Tube 120 und H 120 doch relativ stark angepasst werden mussten und die Ermittlung der zugehörigen Standardwerte relativ aufwendig war. Daher wird H-200 mit den Standardmaterialkennwerten für 8 mm Wanddicke untersucht.

Die Ergebnisse der numerischen Simulationen werden mit den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 4.6 verglichen. Dazu werden die Kraft-Verformungs-Kurven aus Bild 4-39 bis zum abrupten Versagen gemittelt. Der abrupte Kraftabfall ist nur angedeutet. Die Kurven der experimentellen Versuche zeigen sehr unterschiedliche Verschiebungswerte des Schlupfes, die in der numerischen Simulation nicht auftreten können. Daher werden die Daten der experimentellen Versuche bis zum jeweiligen Verschiebungswert des Schlupfes entfernt. Von den 9 Kurven werden nur die Kurven 5 bis 9 aus Bild 4-39 zur Bildung der Mittelwertkurven verwendet. Diese Kurven werden gegen seitliches Ausweichen gehalten. Das Modell der numerischen Simulation wird entsprechend aufgebaut. Die 5 Kurven werden bei 6 kN zu einer Kurve zusammengeschoben. Alle Werte oberhalb der maximalen Kraft jeder Kurve werden ignoriert. Aus diesen verschobenen und verkürzten Kurven wird eine Mittelwertkurve als lineare Regressionsgerade gebildet. Der Nulldurchgang durch die X-Achse beträgt 0,17 mm. Im letzten Schritt werden die Verschiebungswerte der Mittelwertkurve um die 0,17 mm gekürzt, um die Mittelwertkurve in den Koordinatenursprung zu legen.

Die Kurve **ANSYS Standardwerte** in Diagramm 5-17 ist mit den Materialparametern gemäß Tabelle C-1 und C-2 erstellt. Die Kurve zeigt bereits bei 37,3 kN und einer Verschiebung von 0,9 mm einen ersten deutlichen Knick. Ein Lastabfall tritt bei 44,1 kN und 1,2 mm auf und entspricht damit in etwa der maximalen Kraft von 45,2 kN der Mittelwertkurve **Regressionsgerade projiziert**. Die maximale Kraft tritt jedoch bei einer Verschiebung von 2,1 mm auf. Die technischen Daten sind identisch mit Tube-100, daher wurde im nächsten Schritt versucht,

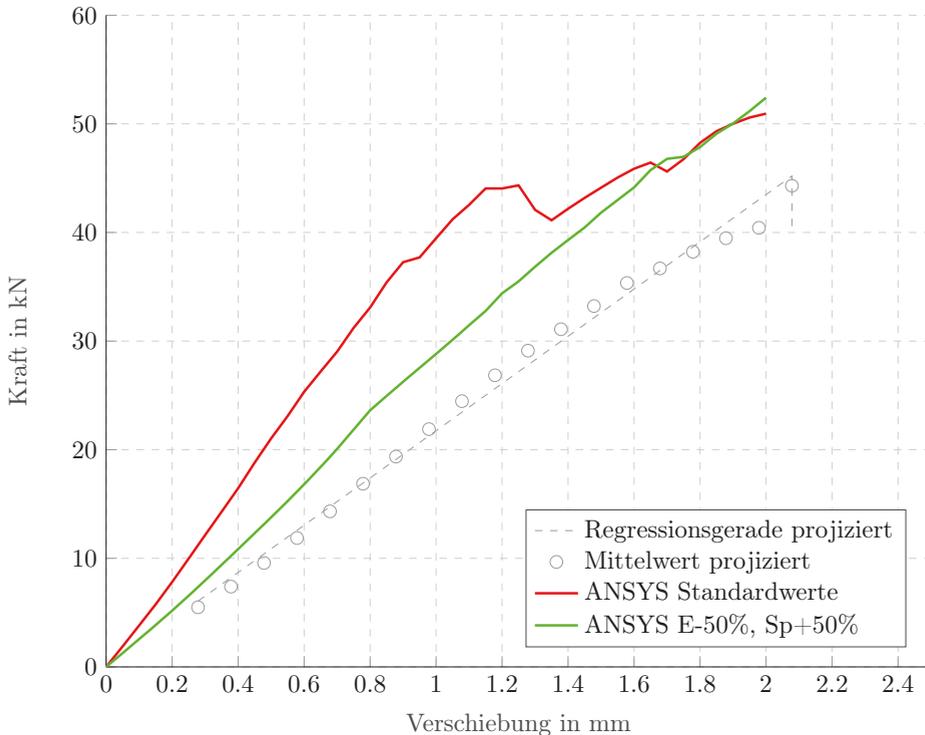


Bild 5-17: H-200: Kraft-Verschiebungs-Beziehungen numerische Simulation

sich der Mittelwertkurve mit den Anpassungen der technischen Daten aus Tabelle 5-4 anzunähern. Die zugehörige Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** weicht jedoch mit einer Kraft von 52,4 kN bei 2,0 mm Verschiebung noch deutlich von der Mittelwertkurve ab. Bereits bei 23,6 kN und einer Verschiebung von 0,8 mm zeigt die Kurve einen ersten deutlichen Knick. An dieser Stelle weichen die Kurven um 39,6 % ($23,6 \cdot 100 / 16,9 = 139,6\%$) voneinander ab.

Beim ersten deutlichen Knick der Kurve **ANSYS E-50%, Sp+50%** in Diagramm 5-17 wird die Tragfähigkeit in der numerischen Simulation Bild 5-18 mit einem IRF von 0,771 (60 s) nicht überschritten. Erst bei einer Verschiebung von 0,92 mm (69,5 s) wird die Tragfähigkeit aufgrund von Matrixzugversagen (pmA) in der äußeren unteren Schicht im Eckbereich des Steges mit einem IRF von 1,11 überschritten. Auch bei einer Verschiebung von 2 mm (150 s) tritt in den äußeren Wirrfaserschichten sowie in den nachfolgenden Schichten (UD-Schichten) fast ausschließlich Matrixzugversagen auf. Im unteren Bereich des Steges am Über-

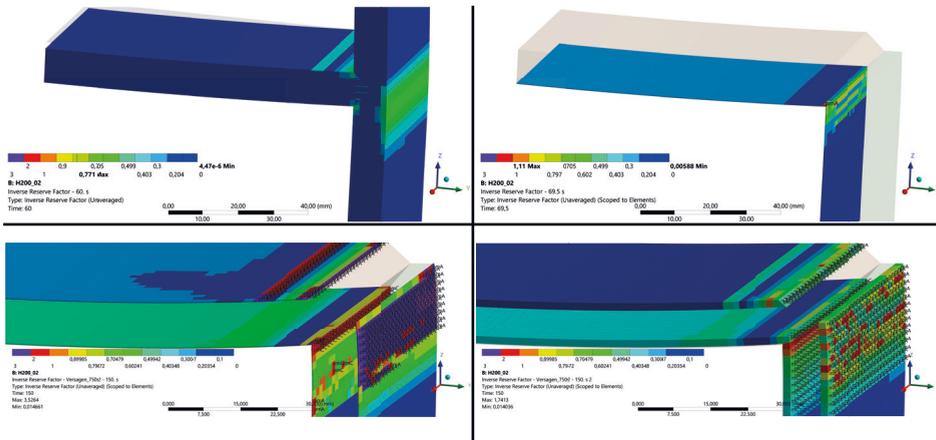


Bild 5-18: H-200: Versagensanalyse mittels IRF und Puck-Modi - *ANSYS Mechanical*

gang zum Flansch tritt Matrixschubversagen (pmC) auf. Der IRF beträgt in der äußeren Wirrfaserschicht 3,52 und in den angrenzenden Schichten (UD-Schichten) noch 1,74. Die maximalen Beanspruchungen treten an den gewünschten Stellen im Bereich der Steg-Flansch-Verbindung auf, d.h. auf der Oberseite des Flansches in Höhe des unteren Stegbereiches. Dies ist auch sinnvoll, weil der untere Teil des Flansches gegen seitliches Ausweichen gehalten wird.

5.2.6 Fazit

Mit der CLT kann in *ANSYS* ein ebenes, gleichdickes Bauteil ohne geometrische Einschränkungen untersucht werden. Sobald es sich um ein gekrümmtes und/ oder ungleich dickes Bauteil handelt, kann das Bauteil in der FEM nicht exakt abgebildet werden. Es zeigte sich, dass keiner der untersuchten GFK-Querschnitte ohne geometrische Abweichungen eingegeben werden konnte. Beispielsweise wurde die Auflagerfläche der Tube's reduziert. Dadurch war direkt unter den Stegen kein Kontakt zur Unterkonstruktion vorhanden, was die Ergebnisse verfälscht haben könnte.

Zudem wurden die Eingangswerte der technischen Daten um bis zu 50 % angepasst. Die Anpassung berücksichtigt aber nur die eine untersuchte Belastungssituation. Es bleibt offen, wie sich die technischen Daten unter anderen Belastungssituationen verhalten. Unter Umständen sind weitere Anpassungen erforderlich.

Die CLT kann grundsätzlich für 2 Anwendungen eingesetzt werden. Zum einen für

die Entwicklung eines Mehrschichtverbundes und zum anderen für die Abbildung und Weiterentwicklung realer experimenteller Versuche. Die Entwicklung eines Mehrschichtverbundes für eine definierte Beanspruchung kann als Grundlage für die Herstellung eines Mehrschichtverbundes dienen. Wenn dieser Mehrschichtverbund in experimentellen Versuchen eingesetzt wird und auf die Daten des entwickelten Mehrschichtverbundes zugegriffen werden kann, ist eine Ergebnisauswertung zielführend. Wird ein Mehrschichtverbund unbekannter Struktur in einem experimentellen Versuch eingesetzt, so ist es schwierig bzw. extrem aufwendig, im Nachhinein alle notwendigen Materialparameter für die numerische Simulation zu bestimmen. In beiden Fällen ist zu beachten, dass die Querschnittsgeometrie nicht in der numerischen Simulation nicht immer vollständig berücksichtigt werden kann und im Falle eines Bauteilversagens in der numerischen Simulation mit reduzierten Steifigkeiten weitergerechnet wird.

5.3 Eckverbindungen

5.3.1 Allgemeines

Nachfolgend werden die numerischen Untersuchungen der experimentell untersuchten Eckverbindungen aus Kapitel 4 beschrieben.

Für die Klassifizierung der Eckverbindungen nach der Steifigkeit werden die Anwendungsregeln aus dem Stahlbau herangezogen. Eine Klassifizierung nach der Biegetragfähigkeit kann qualitativ nicht erfolgen, da anstelle der CLT ein elastisch-plastisches Materialgesetz angewendet wird und keine Aussage über die maximale Tragfähigkeit möglich ist. Es ist lediglich möglich, die Klassifizierung nach der Steifigkeit mit der Klassifizierung nach der Biegetragfähigkeit auf Basis der experimentellen Versuche in Kapitel 4.5 in Beziehung zu setzen. Zur Plausibilitätsprüfung und ggf. Anpassung der Regeln aus dem Stahlbau auf GFK-Profile mit Fügebauteilen aus Stahl wird die Materialität der GFK-Profile in separaten numerischen Modellen durch Stahl ersetzt. Für die Klassifizierung nach der Steifigkeit wird gemäß Kapitel 3.5.4 der Faktor 8 statt 25 wie für GFK verwendet.

Die Lastverteilungsplatte aus den experimentellen Versuchen wurde in den numerischen Modellen durch eine Fläche abgebildet. Nur die Mittelachse wurde vertikal verschoben, so dass sich die Platte frei um diese Achse drehen und sich der Verformung des Riegels anpassen konnte. Die maximalen Verschiebungswerte am Kragarmende der Eckverbindungen in den numerischen Modellen wurden anhand des Verschiebungswertes gewählt, der der maximalen Kraft aus den experimentellen Versuchen entspricht. Im Allgemeinen wurde auf eine gerade Zehnerstelle gerundet. Aufgrund des deutlich größeren E-Moduls des Stahls (ca. Faktor 12)

wurde bei fast allen Varianten mit Stahlprofilen im Vergleich zu den Varianten mit den GFK-Profilen nur die halbe Verschiebung am Kragarmende angesetzt. Die Variante I2-200 wurde nur mit einem Viertel der Verschiebung untersucht, da die numerische Untersuchung sonst nicht durchführbar gewesen wäre. Die Momenten-Rotations-Charakteristik ist ausreichend bzw. in gleichem Maße, d.h. mit Ausprägung im nichtlinearen Bereich, ausgebildet (vgl. Bild C-13).

Tabelle 5-7: Verschiebungswerte der numerischen Untersuchungen an den Eckverbindungen in mm

Variante	Profile aus	
	GFK	Stahl
K1-100	50	25
K2-100	40	20
K1-120	30	15
K2-120	30	15
I1-120	50	25
I2-120	25	12,5
I1-200	30	15
I2-200	20	5

5.3.2 Werkstoffgesetz und -parameter GFK

Die numerischen Simulationen der Modelle der Tube's und der H 10 cm Stücke haben gezeigt, dass die CLT für die deutlich größeren und komplizierteren Eckverbindungen nicht zielführend sind. Nach Schürmann [63] können Faser-Kunststoff-Verbundbauteile auch mit einem elastisch-plastischen Materialgesetz beschrieben werden, da hohe Spannungsspitzen z.B. im Bereich von Schraubenlöchern (Lochleibungsfestigkeit) durch lokales Fließen abgebaut werden. Somit stellt sich ein Materialverhalten ähnlich dem eines elastisch-plastischen metallischen Werkstoffes ein.

Tabelle 5-8: Elastisch-plastische Materialkennwerte GFK

Eigenschaft	Einheit	K 100	K 120	I 120	I 200
Elastizitätsmodul	[N/mm ²]	18.000	17.453	18.000	20.000
Querkontraktion	[-]	0,3	0,3	0,3	0,3
Streckgrenze	[N/mm ²]	35,0	50,0	35,0	30,0
Tangentenmodul	[N/mm ²]	9.000	10.472	9.000	6.000
Dichte	[kg/m ³]	1844	1844	1844	1844

Aus diesen Gründen wird für die GFK-Profile in den Modellen der Eckverbindungen ein bilineares Materialgesetz verwendet. Die verschiedenen Materialkennwerte in Tabelle 5-8 wurden für die 4 Profile aus Versuchen ermittelt. Dabei wurden in einem iterativen Prozess die Werte für Elastizitätsmodul, Streckgrenze und Tangentenmodul E_T so lange angepasst, bis die Momenten-Rotations-Charakteristik und die Kraft-Verschiebungs-Beziehung der Simulation mit denen der Versuche übereinstimmten.

Bild 5-19 zeigt die bilinearen Materialgesetze für die verwendeten GFK-Profile. Die vollständigen Materialkennwerte sind in Tabelle 5-8 zusammengestellt.

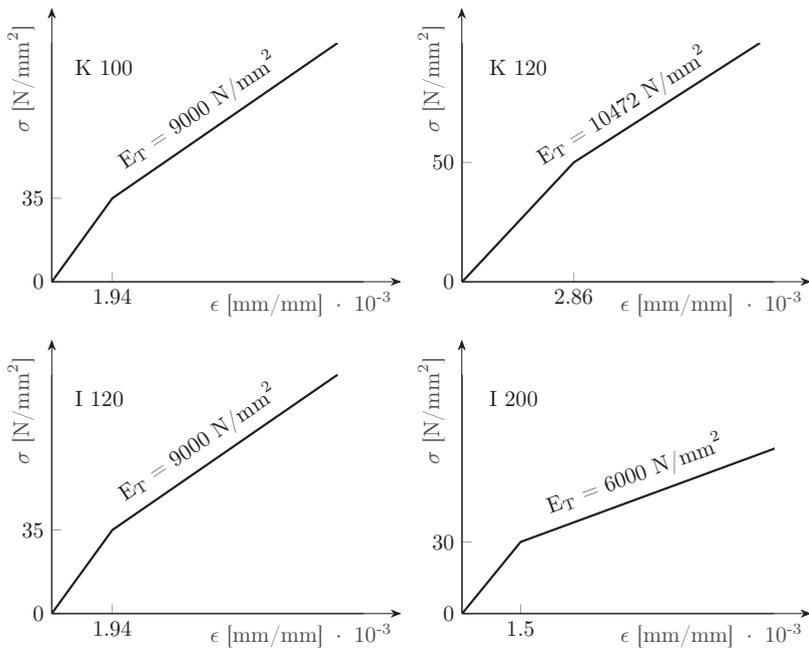


Bild 5-19: Bilineare Materialgesetze für die verwendeten GFK-Profile

5.3.3 Werkstoffgesetz und -parameter Stahlfügebauteile und Verbindungsmittel

Die Stahlfügebauteile und Verbindungsmittel werden mit einem multilinearen Materialgesetz abgebildet. Für die Blechbauteile in den Modellen werden unlegierte Baustähle der Stahlsorte S235 verwendet. Die Materialwerte und das zugehörige Spannungs-Dehnungs-Diagramm sind in Bild 5-20 dargestellt.

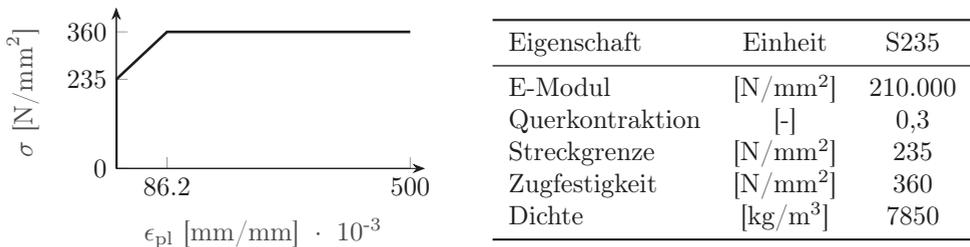


Bild 5-20: Multilineares Materialgesetz Stahlbauteile für S235

Die Verbindung der einzelnen Bauteile der Varianten mit I-Profilen erfolgt mit Schraubengarnituren nach DIN EN 14399 der Größe M12 und der Festigkeitsklasse 10.9. Entsprechend sind Streckgrenze und Zugfestigkeit des Materials wie in Bild 5-21 eingestellt.

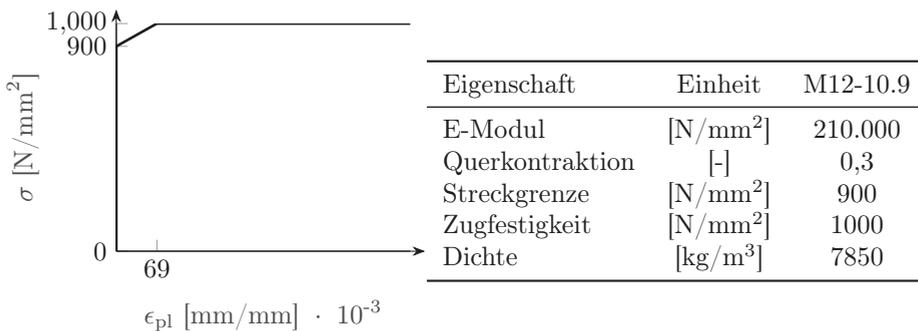


Bild 5-21: Multilineares Materialgesetz Maschinenschrauben M12 - 10.9

Die Materialeigenschaften der Selbstbohrschrauben werden auf der Grundlage der Voruntersuchungen gemäß Anhang C.2 ausgewählt. Für die S-MD 25 ergaben die Berechnungen eine Zugfestigkeit von 1075 N/mm². Daher wurde die Zugfestigkeit auf der sicheren Seite auf 1000 N/mm² abgerundet. Der Härtewert nach Vickers

wurde im experimentellen Versuch zu 540 bestimmt. Ein Härtewert nach Vickers in der gleichen Größenordnung von 510 entspricht einer Zugfestigkeit von 1000 bis 1200 N/mm² und einer Streckgrenze von 800 N/mm². Daher wurde die Streckgrenze auf 800 N/mm² festgelegt. Die Materialwerte sind in Bild 5-22 dargestellt.

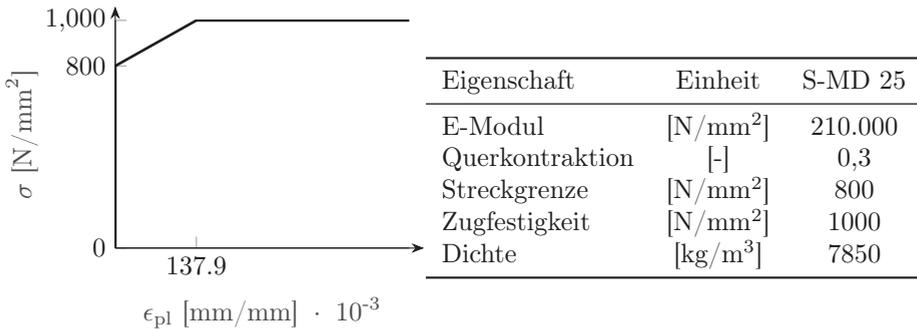


Bild 5-22: Multilineares Materialgesetz Selbstbohrschrauben S-MD 25

5.3.4 Netz

Die Vernetzung der Modelle erfolgte aufgrund der teilweise gekrümmten Bauteile mittels Tetraederelementen mit 10 Knoten pro Element (TET10). Die Elementgröße der GFK- bzw. Stahlfügebauteile wurde auf die Bauteildicke begrenzt. Im Bereich der Krümmung wurde die Größe angepasst. Für die Stahlbauschrauben wurde die Elementgröße auf 2 mm und für die kleineren Selbstbohrschrauben auf 5 mm festgelegt. Im Bereich der Lochleibung wurde die Elementgröße auf die Elementgröße der Schrauben reduziert. Damit sollte erreicht werden, dass die Knoten in den Kontaktflächen möglichst übereinander liegen.

Die Kantenabschnitte der Schraubenmuttern, die mit der U-Scheibe sowie dem Schraubenschaft in Kontakt stehen, wurden als gemeinsame Kante definiert. Dadurch wird das Netz des Schraubenschaftes, der U-Scheibe sowie der Schraubenmutter so aufgebaut, dass die Knoten der einzelnen Bauteile an der Kontaktkante identisch sind. Für die benachbarten Bauteile wird nur ein Knoten erzeugt. Dadurch entsteht eine direkte Verbindung zwischen diesen Bauteilen. Eine weitere Kontaktbedingung ist nicht erforderlich.

5.3.5 Kontaktbedingungen

Bauteile werden in der numerischen Simulation durch Volumenkörper repräsentiert. Jeder Volumenkörper weiß zunächst nichts vom anderen, d.h. die Volumenkörper bzw. Flächen können sich durchdringen. Eine Oberflächenstruktur ist nicht vorhanden. Damit eine realistische Abbildung stattfinden kann, müssen die sich berührenden Flächen durch eine Kontaktbedingung definiert werden. Eine Kontaktbedingung legt fest, dass sich die Seiten eines Volumenkörpers oder einer Fläche nicht durchdringen können und welche Oberflächenbeschaffenheit zwischen den beiden sich berührenden Flächen vorliegt. Die Oberflächenbeschaffenheit bestimmt die Kraftübertragung in der Kontaktfläche. Bei der Kraftübertragung in Normalenrichtung kann es sich um Druck und/ oder Zug handeln, quer dazu können gegebenenfalls auch Schubkräfte übertragen werden.

Die Schweißnähte der Stahlbauteile werden mit dem Kontakttyp Verbund beschrieben, um sowohl Kräfte in Normalenrichtung als auch Schubkräfte übertragen zu können.

Zwischen GFK-Profilen und Stahlfügebauteilen sowie zwischen Unterlegscheiben und GFK-Profilen oder Stahlfügebauteilen wird der Kontakttyp Reibungsbehaftet mit einem Reibungskoeffizient $\mu = 0,05$ für die Druckübertragung in Normalenrichtung angenommen. Schubkräfte werden innerhalb der Kontaktfläche in Abhängigkeit vom Reibungskoeffizienten und der Druckkraft übertragen. Der Reibungskoeffizient wird bewusst niedrig gehalten, weil davon ausgegangen wird, dass relativ geringe Schubkräfte übertragen werden können. Eine Ausnahme bilden die Varianten mit dem 120er Hohlprofil. Hier erwies sich ein Reibungskoeffizient $\mu = 0,15$ als vorteilhafter. Bei gleichen Materialkennwerten wichen die beiden Varianten jeweils in unterschiedliche Richtungen von der Mittelwertkurve der experimentellen Versuche ab. Durch die Erhöhung konnten die Kurven in [23] bis auf wenige Prozent an die Mittelwertkurve angenähert werden.

Für alle Kontakte der Schraubenschäfte mit den Lochleibungen in den Stahlfügebauteilen bzw. GFK-Profilen wird ebenfalls der Kontakttyp Reibungsbehaftet, jedoch mit $\mu = 0,2$ angenommen. Eine Ausnahme bilden wiederum die Varianten der 120er Hohlprofile. Hier erwies sich ein Reibungskoeffizient $\mu = 0,3$ als vorteilhafter. Dieser Wert von 0,2 bzw. 0,3 ist bewusst höher gewählt als der Wert von 0,05, da der größte Teil der Kräfte über die Lochleibungen eingeleitet wird. Außerdem ist die Oberfläche der Stahlbau- bzw. Selbstbohrschrauben aufgrund des Gewindes sehr rau. Im numerischen Modell wird das Gewinde aufgrund der Vernetzung vernachlässigt.

Für die Klötze zwischen den Flanschen im Bereich der Lastaufbringung wird der Kontakttyp Verbund angenommen. Zwischen der Lastaufbringungsplatte aus Stahl und der GFK-Oberfläche befindet sich ein dünnes Stück Teflon, so dass dieser Kontakt als reibungsfrei für die ausschließliche Übertragung von Druckkräften

angenommen wird.

Die Gewindestangen der Variante I2 zwischen den Stützenflanschen werden mit Unterlegscheiben und Hüllrohren ummantelt. Die Unterlegscheiben sollen die Druckkräfte aus den Hüllrohren besser in das GFK einleiten. Die Gewindestangen berühren die Innenseiten der Hüllrohre und der Unterlegscheiben nicht. Um jedoch im Zweifelsfall ein Eindringen der Bauteile zu verhindern, wurde hier ein reibungsfreier Kontakt definiert. Für alle Kontakte der Gewindestangenschäfte mit den Lochleibungen in den Stahlfügebauteilen bzw. GFK-I-Profilen wird wie bei den Stahlbauschrauben der Kontakttyp Reibungsbehaftet mit $\mu = 0,2$ angenommen. Die Unterlegscheiben werden als Verbund mit den Hüllrohren beschrieben. Dadurch können an dieser Stelle rein theoretisch Schubkräfte übertragen werden. Dies ist jedoch nicht zu erwarten, da die Hüllrohre nur auf Druck beansprucht werden und die Unterlegscheiben mit den GFK-I-Profilen mit dem Kontakttyp Reibungsbehaftet mit $\mu = 0,3$ angenommen werden. Der höhere Reibungskoeffizient ist für eine stabilere Iteration erforderlich. Eine Beeinflussung der Ergebnisse ist jedoch nicht zu erwarten.

5.3.6 Lagerungsart

Bei den experimentellen Versuchen wurden die Stützenprofile in der Stahlunterkonstruktion eingespannt. Die Kontaktflächen der GFK-Profile waren die Stützenflansche bis zur Oberkante der Unterkonstruktion. Daher werden genau diese Flächen in den numerischen Modellen als feste Lagerung definiert. Dadurch wird in den numerischen Modellen eine zu steife Lagerung berücksichtigt. Bei den experimentellen Versuchen können sich die Stützenprofile bei großen Lasten gegenüber der Stahlunterkonstruktion verschieben, da die Stützenprofile nur in der Stahlunterkonstruktion eingespannt sind. Im Bereich großer Lasten sind die numerischen Modelle ohnehin nicht mehr aussagekräftig. Eine Aussage über den Versagenszustand kann aufgrund des Materialgesetzes der GFK-Profile nicht getroffen werden. Daher wird diese Vereinfachung der Lagerbedingung als unproblematisch angesehen.

5.3.7 Ermittlung der Winkeländerung (Rotationen)

Aus einer FE-Analyse mit Volumenelementen können die Verdrehungen der Bauteile nicht direkt abgeleitet werden. Aufgrund der Volumenelemente werden im Gegensatz zu Stabwerksmodellen nur die Verschiebungswerte der Knoten ausgegeben. Aus diesem Grund ist es für eine Auswertung der Momenten-Rotations-Charakteristik nicht möglich, die Winkeländerungen zwischen Riegel und Stütze über die Verdrehung der einzelnen Bauteile direkt zu bestimmen. Analog zu

den Messverfahren der experimentellen Versuch muss die Verschiebung definierter Punkte ausgewertet werden. Dazu werden je zwei Punkte auf der Mittelachse des Trägers und der Stütze modelliert. Die Achs- und Randabstände sind identisch zu den experimentellen Versuchen (vgl. Bild 4-5 und 4-6). Die Punkte werden durch die Schnittpunkte von 3 Linien auf der Oberfläche der Stützen- bzw. Riegel-Volumenkörper definiert. Das Netz orientiert sich an diesen Linien, d.h. kein Element schneidet die 3 Linien. Folglich wird an den Schnittpunkten der 3 Linien ein Knoten platziert. Diese Knoten haben in der Simulation feste Ausgangskordinaten. Aus den Verschiebungswerten dieser Knoten können die geänderten Koordinaten für jeden Iterationsschritt berechnet werden. Die Winkeländerung für jeden Iterationsschritt kann über zwei Vektoren erfolgen, d.h. einen Vektor aus den beiden Knoten im Riegel und einen Vektor aus den beiden Knoten in der Stütze. Detaillierte Beschreibungen der mathematischen Zusammenhänge finden sich in [64] und [26].

5.3.8 Ergebnisse

Allgemeines

Die wichtigsten Ergebnisse sind die Momenten-Rotations-Charakteristiken der Eckverbindungen. Aber auch der Vergleich des Auftretens der maximalen Spannungen mit dem Versagen aus den experimentellen Versuchen ist zu berücksichtigen. Die Ergebnisse können zur Optimierung der Eckverbindungen verwendet werden. Außerdem waren die Rechenzeiten und der Speicherbedarf nicht unerheblich, so dass diese zu geometrischen Anpassungen führten.

Die Hohlkastenprofile haben alle einen Außenradius von 1,5 mm. Dies führte bei der Vernetzung der numerischen Modelle zu einer höheren Netzdicke in den Randbereichen und damit zu einer höheren Anzahl von Knoten und Elementen. Allerdings ist die Differenz der Knoten zwischen dem numerischen Modell mit Radien an den Flanschenden und dem numerischen Modell ohne Radien an den Flanschenden der Variante K1-100 mit nur 11,8 % nicht sehr groß. Mit Berücksichtigung der Radien betrug die Gesamtrechenzeit ca. 7 Stunden und der Speicherbedarf ca. 29,0 GB, ohne die Radien konnte nur eine Stunde Rechenzeit und nur 3,5 GB eingespart werden. Daher werden alle Varianten der Hohlkastenprofile mit den Radien untersucht.

Die I-Profile haben alle einen Außenradius von 1,0 mm. Dies führte wie bei den Hohlkastenprofilen zu einer höheren Netzdicke in den Randbereichen und damit zu einer höheren Anzahl von Knoten und Elementen. Im Gegensatz zu den Hohlkastenprofilen ergaben sich erhebliche Abweichungen in der Knotenanzahl. Durch die Vernachlässigung der Radien an den Flanschenden konnten 25 bis 47 % der

Knoten eingespart werden. Dies führte zu 11 bis 42 % weniger Speicherbedarf und 1 bis 20 Stunden weniger Rechenzeit für die vier Varianten der I-Profile. Die Momenten-Rotations-Charakteristiken wiesen keine signifikanten Abweichungen auf.

Momenten-Rotations-Charakteristiken

In diesem Abschnitt werden die Momenten-Rotations-Charakteristiken der Eckverbindungen behandelt. Für die Ermittlung der Schnittgrößen eines statischen Systems werden die Freiheitsgerade einer Verbindung benötigt. Für den Statiker ist es am einfachsten, wenn eine gelenkige oder biegesteife Verbindung angenommen werden kann. Die experimentellen Versuche der Eckverbindungen in dieser Arbeit wurden über die Biegetragfähigkeit der Profile analysiert. Dabei wurde ein aufnehmbares Moment mit der Biegetragfähigkeit der Profile verglichen. Eine Klassifizierung nach der Steifigkeit wurde zunächst nicht vorgenommen, weil in Deutschland die Klassifizierung im Stahlbau in der Regel nach der Biegetragfähigkeit erfolgt. Eine Verbindung muss aber steif sein, damit die Verdrehung klein bleibt und das Biegemoment überhaupt in der Verbindung ankommt. Spätestens bei der numerischen Simulation der Eckverbindungen und der Optimierung dieser Eckverbindungen ist die Klassifizierung nach der Steifigkeit vorzunehmen.

Aufgrund des elastisch-plastischen Materialgesetzes ist keine Aussage über das maximal aufnehmbare Moment oder die eigentliche Versagensursache wie Faser- oder Matrixversagen möglich. Eine Klassifizierung über die Biegetragfähigkeit wie bei den experimentellen Versuchen ist daher nicht möglich. Die numerischen Untersuchungen der Eckverbindungen werden nach den in Kapitel 3.5.4 beschriebenen und in Kapitel 3.8.5 ermittelten Steifigkeitsgrenzen der Eckverbindungen klassifiziert. Die ermittelten Werte wurden unter der Annahme eines nicht ausgesteiften Rahmentragwerkes mit dem Faktor 25 für K_b ermittelt.

Tabelle 5-9: Klassifizierung nach der Steifigkeit für die Eckverbindungen mit Stahlprofilen

Profil		K 100	K 120	I 120	I 200
$K_{starr,Stahl}$	[kNm/mrad]	19,93	14,42	21,72	86,21
$K_{gelenkig,Stahl}$	[kNm/mrad]	0,399	0,288	0,434	1,724

Die Ermittlung der Steifigkeiten für die Klassifizierung stammt aus dem Stahlbau. Um die Zulässigkeit der Anwendbarkeit auf GFK-Profile mit Stahlfügebauteilen

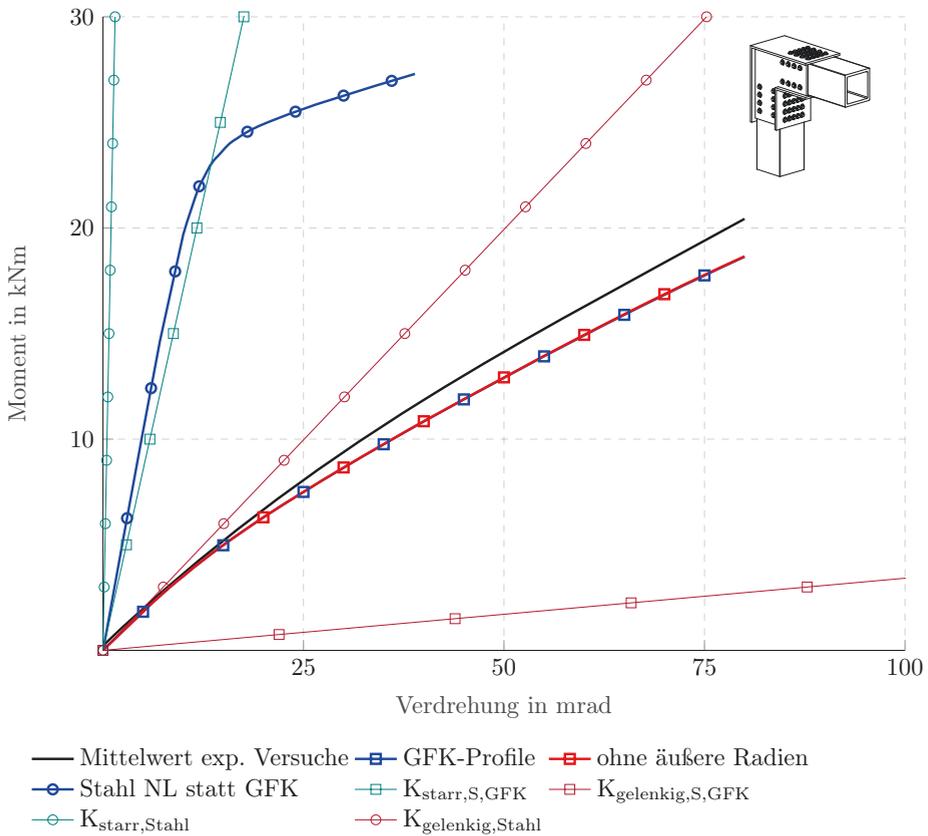


Bild 5-23: K1-100: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

überprüfen zu können, wurde in weiteren numerischen Modellen das Material der GFK-Profile durch Stahl ersetzt. Die entsprechenden Steifigkeiten aus Tabelle 5-9 wurden auch für nicht ausgesteifte Rahmentragwerke mit dem Faktor 25 für K_b ermittelt. Die Systemlänge sowie das Flächenträgheitsmoment 2. Grades sind identisch mit den Werten aus Tabelle 3-15 der Eckverbindungen mit GFK-Profilen und für den Elastizitätsmodul wurde 210.000 N/mm^2 angesetzt.

In Bild 5-23 sind die Momenten-Rotations-Kurven der Eckverbindung K1-100 aus der numerischen Untersuchung, aus den experimentellen Versuchen als Mittelwertkurve dieser Versuche sowie die Grenzen zur Klassifizierung nach der Steifigkeit dargestellt. Die Momenten-Rotations-Charakteristiken der anderen Eckverbindungen können dem Anhang C.3 entnommen werden. Die Momenten-Rotations-

Charakteristiken der Varianten mit Stahlprofilen sind wie die Varianten mit GFK-Profilen aller Eckverbindungen als verformbar einzustufen.

Die Einstufung als verformbar auf Basis der Klassifizierung nach der Steifigkeit stimmt mit den Ergebnissen aus Kapitel 3.5.4 überein. Dort wurde festgestellt, dass die rechnerische Momententragfähigkeit der Anschlüsse die Biegetragfähigkeit der Profile auf Basis der Versuchswerte nicht erreicht. Bei Zugrundelegung der Normwerte wurde die Biegetragfähigkeit der Profile bei den Varianten K1-100 und K1-120 jedoch erreicht. Aus Diagramm 4-15 geht hervor, dass die Momententragfähigkeit des Anschlusses zumindest mit einigen Probekörpern der Variante K1-100 und aus Diagramm 4-20, dass die Momententragfähigkeit des Anschlusses mit allen Probekörpern der Variante K1-120 erreicht werden konnte.

Die Kurvenverläufe der numerischen Modelle sind im Vergleich zur Mittelwertkurve der experimentellen Versuche vor allem zu Beginn harmonisch. Die Abweichungen gerade im Anfangsbereich sind nicht erwähnenswert. Im Bereich des Versagens der experimentellen Versuche vergrößert sich die Differenz, da das Versagen in der numerischen Untersuchung nicht abgebildet wird.

In Tabelle 5-10 sind die maximal möglichen Momente der Mittelwertkurve aus den experimentellen Versuchen mit den Momenten aus den numerischen Modellen bei gleicher Verdrehung verglichen. Eine negative Differenz der Momente bedeutet, dass die Momenten-Rotations-Kurve des numerischen Modells an der betrachteten Stelle über der Mittelwertkurve liegt. Die maximale betragsmäßige Abweichung tritt mit 23,54 % bei der Variante K2-120 auf. Die Abweichung der Momente bei 25 mrad ist mit 15,90 % deutlich geringer. Die hohe Abweichung im Bereich von 55,5 mrad wird als unproblematisch angesehen, da in diesem Bereich die Probekörper der experimentellen Versuche bereits erste Schädigungen aufwiesen. Die Schädigung kann mit dem vereinfachten Materialgesetz für GFK in der numerischen Untersuchung nicht abgebildet werden.

Weiterhin ist zu erkennen, dass in der Regel eine Konstruktionsvariante der Eckverbindungen des gleichen GFK-Profils oberhalb der Mittelwertkurve und eine unterhalb der Mittelwertkurve liegt. Eine Ausnahme bildet das 120er I-Profil, bei dem beide Varianten oberhalb der Mittelwertkurve liegen. Die Variante I1 liegt jedoch mit nur 3,87 % sehr nahe an der Mittelwertkurve. Daraus kann auf gut eingestellte Materialparameter in der numerischen Untersuchung geschlossen werden.

Tabelle 5-10: Abweichung der numerischen Modelle der Eckverbindungen von den experimentellen Versuchen

Variante	Verdrehung [mrad]	Mittelwertkurve	num. Modell	Differenz	
		Moment [kNm]	Moment [kNm]	[kNm]	(%)
K1-100	80,0	20,43	18,63	1,80	(8,81)
K2-100	62,0	9,86	10,36	-0,50	(-5,09)
K1-120	40,0	11,02	9,56	1,46	(13,26)
K2-120	55,5	7,73	9,55	-1,82	(-23,54)
I1-120	60,0	8,87	9,21	-0,34	(-3,87)
I2-120	28,5	5,38	6,04	-0,66	(-12,25)
I1-200	40,0	17,49	20,41	-2,92	(-16,70)
I2-200	25,0	12,28	11,34	0,94	(7,65)

Verformungen

Die Verformungscharakteristiken sind bei allen vier Varianten unabhängig von der Profilgröße sehr ähnlich.

Bei der Variante K1 sind die Verformungen der vollständig verschweißten Fügebauteile am geringsten. Bild 5-24 zeigt die Verformungen der K-Varianten in der seitlichen Ansicht.

Bei der Variante K2 sind die Stegbleche nicht mit den Flanschblechen verschweißt. Dadurch verformen sich die Stegbleche sowie die äußeren Flanschbleche in den nicht verschraubten Bereichen überwiegend von den Profilen weg. Das äußere Flanschblech drückt im Eckbereich auf die angeschrägten Profile, so dass sich die Flanschbleche hinter die Stegbleche zu verschieben beginnen. Die Verformungen sind aber alle gering.

Die Rechtwinkligkeit der Flanschbleche bei den Varianten I1 ist insbesondere bei den inneren Flanschblechen nicht mehr gegeben. Die Stegbleche scheinen sich zu verdrehen, was durch eine Verformung der Stegbleche weg von den Profilen im nicht verschraubten, druckbeanspruchten Bereich ermöglicht wird. In Bild 5-25 sind die Verformungen in der seitlichen Ansicht der I-Varianten dargestellt.

Die Stützen- und Trägerprofile der Variante I2 erfahren kaum eine Verformungen, während der größte Teil der Verformungen innerhalb der Stahlfügebauteile auftritt. Ein Indiz dafür, dass für steifere und tragfähigere Eckverbindungen in erster Linie die Stahlblechkonstruktionen ausgesteift werden sollten.

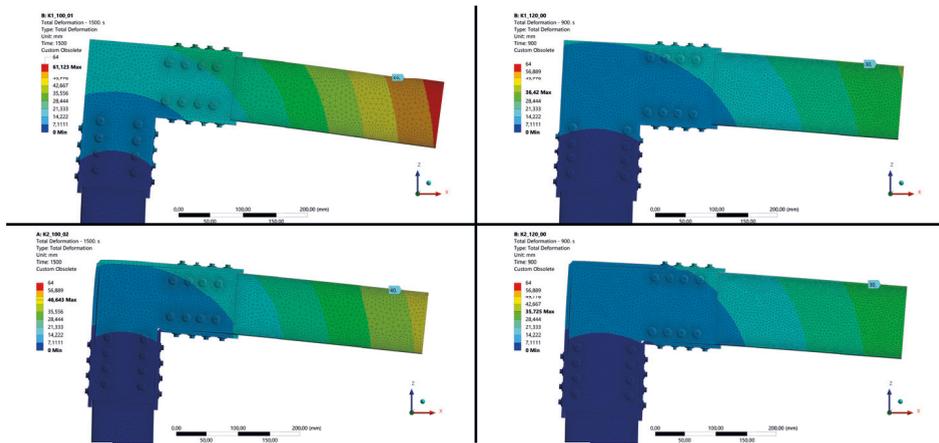


Bild 5-24: K-Varianten: Endverformungen - ANSYS Mechanical

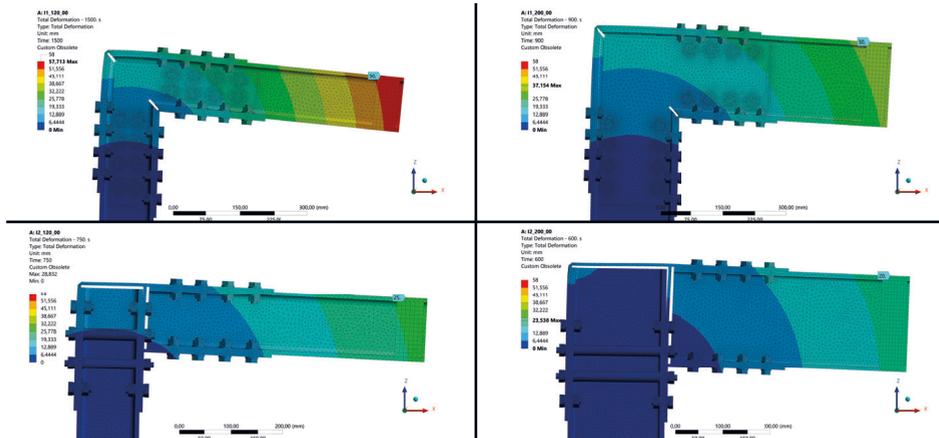


Bild 5-25: I-Varianten: Endverformungen - ANSYS Mechanical

Spannungen

Die in Bild 5-26 dargestellten Stellen der maximalen Spannungen stimmen bei den K-Varianten an mindestens 2 von 3 Stellen mit den Stellen der Schädigung in den experimentellen Versuchen überein. K1-100 weist dabei die beste Übereinstimmung in Form der hohen Spannungen im Schraubenschaft bzw. Abscheren (A), der hohen Spannungen in den Lochleibungen des GFK bzw. Lochleibungsversagen (L) sowie der hohen Spannungen im druckbeanspruchten Stützenflansch zwischen Einspannung und Stahlfügebauteil bzw. Eindrücken an gleicher Stelle (EiÜzE) auf.

Bei der Variante K2-100 konnten in der numerischen Untersuchung keine hohen Spannungen in der Steg-Flansch-Verbindung des Riegels bzw. der Stütze an der Spitze der angewinkelten Profile (DRSäE) erreicht werden. In den experimentellen Versuchen versagten die Profile jedoch an diesen Stellen. K1-120 wies die höchsten Spannungen in den Lochleibungen des GFK (L) auf, obwohl die Profile in den experimentellen Versuchen an dieser Stelle nicht versagten. Die letzte Variante K2-120 weist die höchsten Spannungen im Bereich der Lochleibung des GFK (L) sowie im Bereich der Schraubenschäfte (A) auf. Zumindest im Bereich des Übergangs zwischen Einspannung und Stahlfügebauteil im druckbeanspruchten Stützenflansch (EiÜzE) treten hohe Spannungen auf, so dass die Versagensorte in den experimentellen Versuchen zumindest angedeutet werden.

Das GFK weist bei den K-Varianten mit 827 bis 1432 N/mm² deutlich höhere Spannungen auf als bei den I-Varianten mit 210 bis 481 N/mm². Außerdem weisen die K-Varianten eine hohe Ausnutzung der Stahlbleche und der Selbstbohrschrauben auf. Die rechnerisch zulässige und charakteristische Zugfestigkeit der Stahlbleche von 360 N/mm² wird bei allen K-Varianten mit 357 bis 359 N/mm² erreicht. Für die Selbstbohrschrauben wurde eine zulässige, charakteristische Zugfestigkeit von 1000 N/mm² angesetzt. Diese wird bei allen K-Varianten mit 987 bis 1043 N/mm² erreicht.

Die Spannung in den Stahlblechen liegt mit 313 N/mm² bei I2-120 unter der zulässigen Spannung von 360 N/mm². Die drei anderen I-Varianten weisen mit 357, 359 bzw. 360 N/mm² die maximal möglichen Werte auf. Die Stahlbauschrauben schöpfen die zulässige Spannung von 1000 N/mm² mit Spannungen im Bereich von 510 bis 795 N/mm² bei weitem nicht aus.

Bei der Variante I2 treten sowohl bei der numerischen Untersuchung als auch bei den experimentellen Versuchen die maximalen Spannungen in der Steg-Flansch-Verbindung der Stütze am oberen Ende der Stütze auf der dem Riegel abgewandten Seite (Sfgoa) auf. Bei der Variante I1 treten in der numerischen Untersuchung die maximalen Spannungen in den Lochleibungen des GFK (L) sowie in der Steg-

Tabelle 5-11: Eckverbindungen: Maximale Vergleichsspannungen getrennt nach Material in N/mm^2

Variante	Stahlbleche	Schrauben	GFK	Ort der Spannungen	Versagen im exp. Versuch
K1-100	359	1003	1432	A, L, EiÜzE	A, L, EiÜzE
K2-100	356	999	1207	A, L	A, L, DRSäE
K1-120	357	987	827	L, EiÜzE	EiÜzE
K2-120	357	1043	1005	A, L	A, L, EiÜzE
I1-120	360	696	322	L, DRSäE	DRSäE
I2-120	313	607	210	Sfgoa	Sfgoa
I1-200	359	794	421	L, DRSäE	DRSäE
I2-200	357	510	481	Sfgoa	Sfgoa

A: hohe Spannungen im Schraubenschaft bzw. Abscheren

L: hohe Spannungen in den Lochleibungen des GFK bzw. Lochleibungsversagen

EiÜzE: hohe Spannungen bzw. Eindrücken im druckbeanspruchten Stützenflansch zwischen Einspannung und Stahlfügebauteil

DRSäE: hohe Spannungen bzw. Delaminationen im Riegel und in der Stütze am Ende der angewinkelten Profile

Sfgoa: Steg-Flansch-Verbindung der Stütze, ganz oben, außen

Flansch-Verbindung des Riegels bzw. der Stütze am oberen Ende der angewinkelten Profile (DRSäE) auf. Im letzteren Fall traten die Schädigungen auch in den experimentellen Versuchen auf.

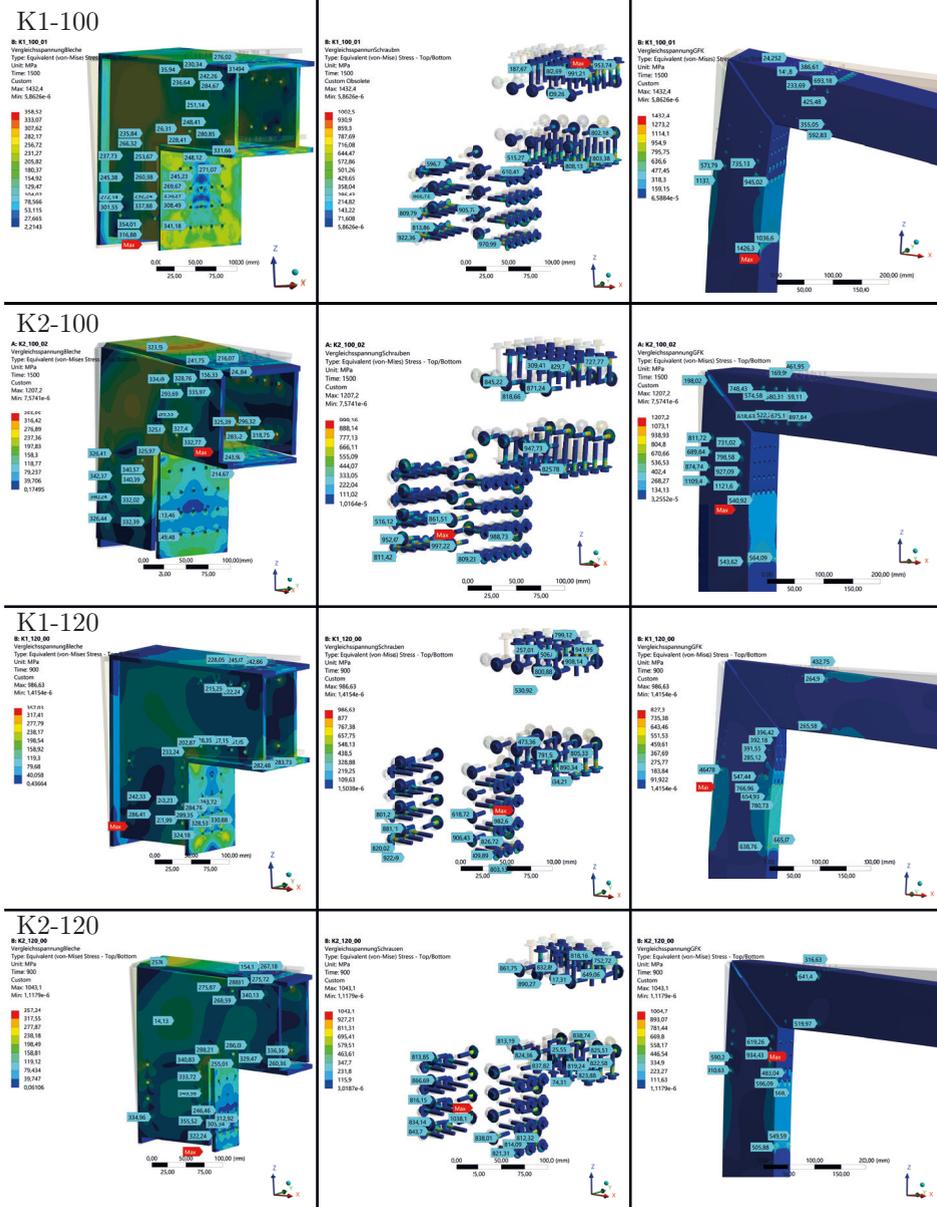


Bild 5-26: K-Varianten: Maximale Vergleichsspannungen getrennt nach Material

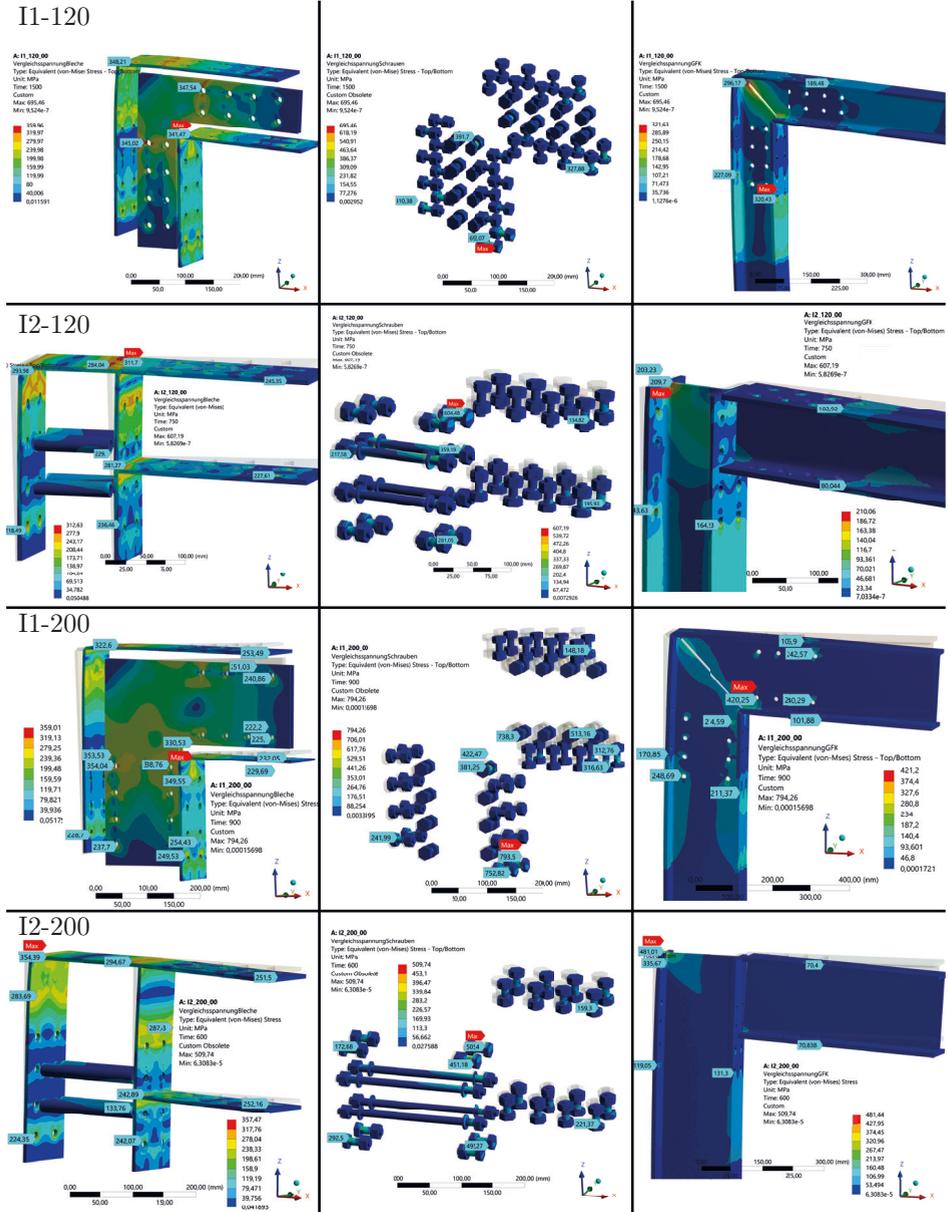


Bild 5-27: I-Varianten: Maximale Vergleichsspannungen getrennt nach Material

5.4 Optimierung der Eckverbindungen durch Voutenblech

In [26] wurden einige Optimierungsmöglichkeiten für Eckverbindungen mit I-Profilen numerisch untersucht. Es hat sich gezeigt, dass ein Voutenblech die vielversprechendste Optimierungsmöglichkeit darstellt. Daher werden in dieser Arbeit die Eckverbindungen mit einem Voutenblech optimiert. Die Variante K2 wird nicht weiter verfolgt, da sich gezeigt hat, dass eine Verschweißung der Stegbleche mit den Flanschblechen der Variante K1 erforderlich ist. Die Variante K1 führte im Vergleich zu K2 bei beiden Profilen zu einem höheren aufnehmbaren Moment bei geringerer Rotation. Dennoch konnte K1 nicht als biegesteif eingeordnet werden. K1 stellt somit bereits eine Optimierung von K2 dar.

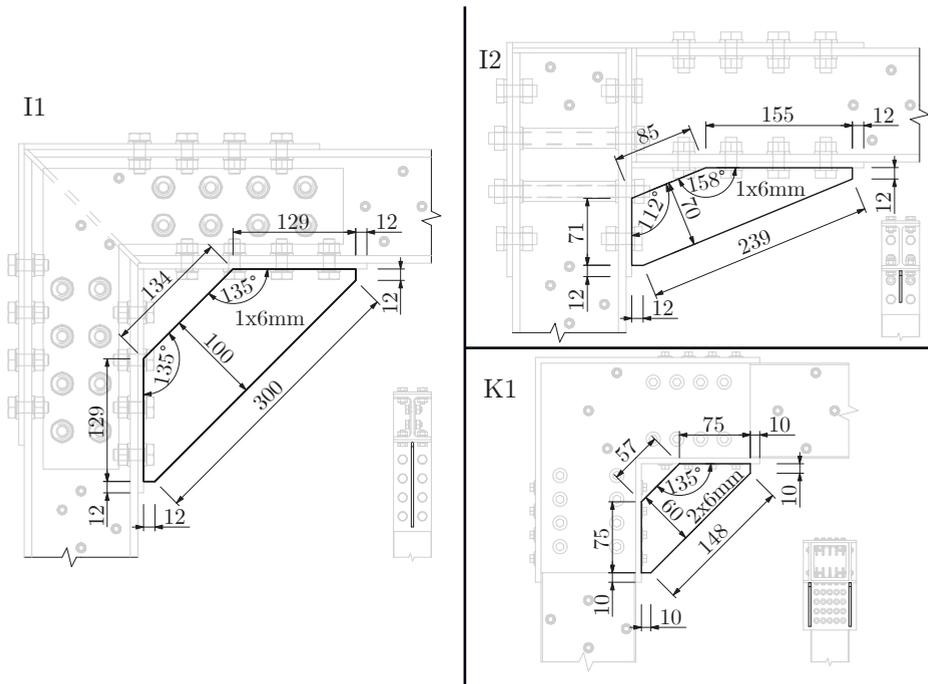


Bild 5-28: Geometrie Voutenbleche

Die I-Varianten erhalten unter dem Steg jeweils ein 6 mm dickes Voutenblech. Hier gibt es keine Kollision mit den Schrauben und die Querkraft kann direkt vom Profilsteg in das Voutenblech eingeleitet werden. Bei den Varianten mit Hohlkastenprofilen kann in der Mitte kein Voutenblech angeordnet werden, da sich dort

eine Schraubenreihe befindet. Außerdem ist es ohnehin sinnvoller, die Voutenbleche unter den seitlichen Stegblechen anzuordnen. Dann gibt es keine Kollision mit den Schrauben und die Querkraft kann direkt von den seitlichen Stegblechen in die Voutenbleche eingeleitet werden.

Die Geometrien der Voutenbleche ergeben sich aus den Abmessungen der inneren Flanschbleche. Die Voutenbleche werden verschweißt und erhalten daher keine spitzen Winkel. Rechtwinklig zu den Flanschblechen ist eine Kantenlänge der Voutenbleche von 10 bis 12 mm vorzusehen. Zwischen dem Ende der Voutenbleche und den Flanschblechen wird ebenfalls ein Abstand von 10 bis 12 mm vorgesehen, um genügend Platz zum Schweißen zu haben. Für die Variante I1 in Bild 5-28 ergibt sich ein symmetrisches Voutenblech mit einer Breite von 100 mm entsprechend der Flanschblechbreite. Das Voutenblech der Variante I2 ist nicht symmetrisch, da die Flanschbleche von Stütze und Träger unterschiedlich lang sind. Wegen der kürzeren Flanschbleche ist das Voutenblech nur 70 mm breit. Das Voutenblech der Variante K1 ist wie bei I1 symmetrisch, aber wegen der kurzen Flanschbleche nur 60 mm breit.

In Bild 5-29 ist zu erkennen, dass bei allen I-Varianten eine deutliche Steifigkeitssteigerung durch die Voute erreicht werden konnte. Die Kurven von I1 und I2-120 liegen im starren Bereich. Die Kurven von I2-200 und den I-Varianten mit Stahlhohlprofilen und Voute (Stahl NL statt GFK mit Voute) liegen im verformbaren Bereich, aber relativ nahe an der Grenze zum starren Bereich.

Die Kurve für I2-200 mit Stahlprofilen und Voute ist in Bild 5-29 nicht dargestellt, da die Änderung des Profilmaterials von GFK auf Stahl zu einem programminternen Fehler in *ANSYS - Mechanical* führt. Das Modell der Eckverbindung hätte komplett neu eingegeben werden müssen. Dies wäre sehr zeitaufwendig gewesen und hätte in keinem Verhältnis zum Erkenntnisgewinn gestanden. Die Erkenntnisse aus den drei anderen Varianten I1-120, I2-120 und I1-200 reichen jedoch aus, um die Ergebnisse zu bewerten.

Bei den K1-Varianten wird durch die Voute nur ein geringer Steifigkeitszuwachs erzielt. Dieser steht in keinem Verhältnis zu dem Aufwand und den Kosten, die das Anschweißen der Voute verursachen würde. Darüber hinaus ist eine Klassifizierung der Varianten als starr auf Basis der Steifigkeitsklassifizierung aus dem Stahlbau nach wie vor nicht möglich. Die Ergebnisse zeigen, dass die Stahlmuffe ohne Voute bereits extrem steif ist, da die Stahlmuffe mit Voute zu ähnlichen Ergebnissen führt. Daher kann die Steifigkeit nur erhöht werden, indem die Biegesteifigkeit der Profile erhöht wird. Dies ist nicht möglich, da es sich hier um pultrudierte Profile handelt, die im Verbindungsbereich nicht ohne weiteres verstärkt werden können. Es ist daher zu überlegen, ob K1 nicht als starr einzustufen ist. Eine höhere Steifigkeit kann mit den Profilen nicht erreicht werden. In [N9] werden Hohlkastenprofile bei der Klassifizierung nach der Steifigkeit nicht ausgeschlossen. Es wird

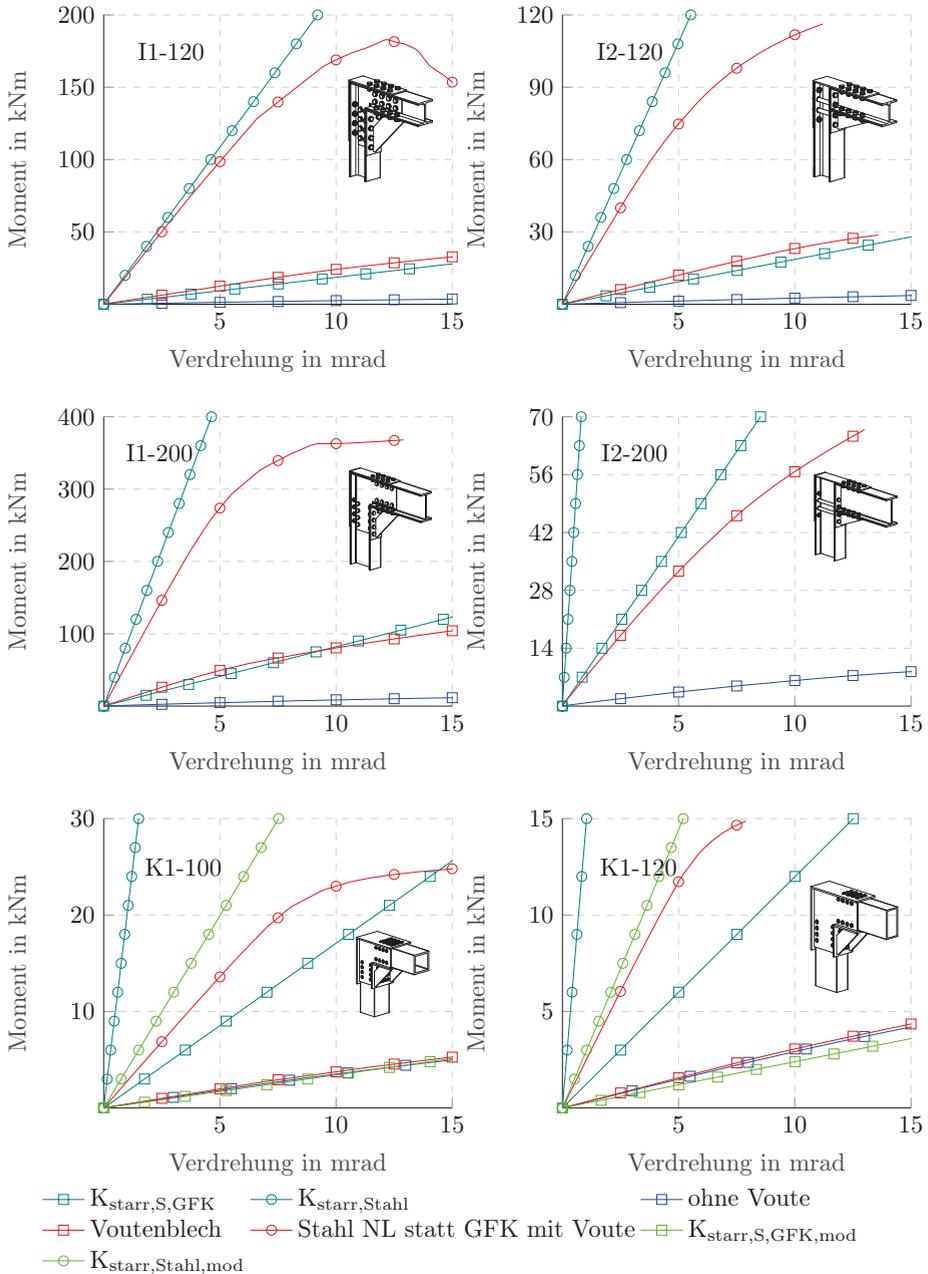


Bild 5-29: Optimierung mit Voutenblech: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchungen

lediglich darauf hingewiesen, dass die Berechnung der Anfangssteifigkeit der Verbindung in der Norm nicht geregelt ist. Da die Anfangssteifigkeit der Verbindung mit dem in der Norm angegebenen Grenzwert verglichen werden muss, ist davon auszugehen, dass die Bedingungen der Norm für Hohlkastenprofile nicht gelten. In [62], einem Kommentar zu DIN EN 1993-1-8, werden bei den Erläuterungen zur Klassifizierung nach der Steifigkeit ebenfalls nur I-Profile genannt. Darüber hinaus ist die Klassifizierung nach der Tragfähigkeit zu beachten. In den Kapiteln 3.8.5, 4.5.1 und 4.5.3 wurde gezeigt, dass die Momententragfähigkeit von K1 nicht der Biegemomententragfähigkeit der Profile entspricht, aber die rechnerische Momententragfähigkeit der Verbindung in den experimentellen Versuchen erreicht werden konnte. Geometrisch begrenzt durch die Flanschbreite und die vier Schraubenreihen⁶ ist eine Tragfähigkeitserhöhung mit Selbstbohrschrauben nicht möglich. Es müsste über ein anderes Verbindungsmittel oder eine zusätzliche Verklebung nachgedacht werden.

Für die Variante K1 mit Voute sind die Anfangssteifigkeiten und die modifizierten k_b -Werte ($k_{b,mod}$) in Tabelle 5-12 angegeben. Die Anfangssteifigkeit wurde als Mittelwert der Werte bis zu einer Verdrehung von 5,0 mrad berechnet. Für diese Werte wurde der K_b -Wert aus Gleichung 3.1 modifiziert. Der Mittelwert der vier $k_{b,mod}$ -Werte ergibt einen Wert von 5,0. In Bild 5-29 sind die modifizierten Grenzen eingetragen. Es ist zu erkennen, dass die Kurven mit den Stahlprofilen und Voute (Stahl NL statt GFK mit Voute) im verformbaren Bereich und die Kurven mit den GFK-Profilen und Voute (Voutenblech) im starren Bereich liegen. Folglich verhalten sich die Kurven der K-Varianten durch die Modifizierung des Faktors $k_{b,mod}$ wie die Kurven der I-Varianten.

Tabelle 5-12: Anfangssteifigkeit der Varianten K1 und modifizierter Faktor für K-Profile $k_{b,mod}$

Variante	Stahl NL statt GFK mit Voute [kNm/mrad]	$k_{b,mod}$ [-]	Vouten- blech [kNm/mrad]	$k_{b,mod}$ [-]
K1-100	2,74	3,433	0,41	5,946
K1-120	2,40	4,161	0,31	6,473

In Tabelle 5-13 sind die Ergebnisse für eine Rotationen von 5 mrad gegenübergestellt. Die Variante II erreicht bei beiden Profilen das größte Moment von 12,5 kNm gegenüber 12,06 kNm bzw. 49,56 kNm gegenüber 32,67 kNm. Die Variante II-200 mit der größten Biegesteifigkeit erreicht das größte Moment von 49,25

⁶Weitere Schraubenreihen bringen nur geringe Tragfähigkeitssteigerungen (vgl. Kapitel 3-13).

kNm. Das Verhältnis von Moment zu Biegesteifigkeit ergibt für die Variante I1-200 mit einem Moment von 4925 kNcm und einer Biegesteifigkeit von 4585333 kNcm² einen Wert von 931 cm und für die Variante I1-120 mit 1250 kNcm und 1039688 kNcm² einen Wert von 832 cm. Die Werte weichen nur um ca. 10 % voneinander ab, was auf eine Linearität der Ergebnisse und eine mögliche Extrapolation auf andere Profilquerschnitte hinweist. Bei Variante I2 mit 862 cm und 1404 cm und einer Abweichung von ca. 40 % ist eine Extrapolation auf andere Profilquerschnitte nicht möglich. Die Variante I1 mit den Stahlprofilen und der Voute erreicht mit einem Moment von 98,53 kNm bzw. 273,7 kNm gegenüber I2-120 und einem Moment von 74,75 kNm am ehesten die Grenze zum starren Bereich von 108,6 kNm bzw. 431,04 kNm.

Tabelle 5-13: Vergleich der Momente in kNm bei einer Rotation von 5,0 mrad

Variante	ohne Voute	Vouten-blech	M / (EI ^a) [cm]	$K_{starr,S,GFK}$	Stahl NL statt GFK mit Voute	$K_{starr,Stahl}$
I1-120	1,26	12,50	832	9,31	98,53	108,6
I2-120	1,31	12,06	862	9,31	74,75	108,6
I1-200	4,77	49,25	931	41,05	273,7	431,0
I2-200	3,41	32,67	1404	41,05	n.b.	431,0
K1-100	1,98	1,975	3814	8,54	1,71 ^b	19,93 ^b
K1-120	1,50	1,562	3457	8,54	1,20 ^b	14,42 ^b

n.b. = nicht bekannt

^aEI gemäß Tabelle 3-15

^bfür den modifizierten Faktor $k_{b,mod}$ von 5,0

Bei einer Rotation von 5,0 mrad weisen die K-Varianten mit Vouten im Vergleich zu den I-Varianten sehr geringe Momente von 1,98 kNm bzw. 1,56 kNm auf. Das Verhältnis von Moment zu Biegesteifigkeit ist bei K1-120 nur um ca. 10 % geringer. Somit ist auch hier eine Extrapolation auf andere Profilquerschnitte möglich. Die Verhältnisse von Moment zu Biegesteifigkeit sind bei K1-100 mit 3814 cm und bei K1-120 mit 3457 cm deutlich größer als bei den I-Varianten. Die Biegesteifigkeit des 120er K-Profiles ist mit 540025 kNcm² nur etwa halb so groß wie die Biegesteifigkeit des 120er I-Profiles mit 1039688 kNcm², aber das Moment ist im Vergleich K1-120 zu I1-120 um etwa 88 % geringer. Beim anderen K-Profil ist die Biegesteifigkeit im Vergleich zu I1-120 um 25 % und das Moment um ca. 84 % geringer.

5.5 Vergleich aller betrachteten M-R-Charakteristiken

Im Folgenden sollen die entwickelten Konstruktionsvarianten mit ihren Optimierungen aus Kapitel 5.4 mit den Ergebnissen der Literaturrecherche aus Kapitel 2 verglichen werden. Für den Vergleich soll das Verhältnis aus der Biegesteifigkeit der Profile zur ermittelten Anschlusssteifigkeit herangezogen werden. Bei den Versuchen bis 1996 und bei *Martins* 2017 wurde die angegebene Anfangssteifigkeit, bei *Gehmert* 2017 die Steifigkeit bei 1 Grad und bei allen anderen Versuchen die maximale Steifigkeit verwendet. Es wurde immer nur die Variante mit der größten Steifigkeit berücksichtigt. Für die Eckverbindungen wird in dieser Arbeit die Anfangssteifigkeit bei einer Rotation von 5 mrad verwendet. Die Momente zur Bestimmung der Steifigkeit sind in Tabelle 5-13 angegeben. Die Ergebnisse hängen von vielen Faktoren ab, wie z.B. dem Versuchsaufbau, der Messeinrichtung, den Fügebauteilen, den Verbindungsmitteln oder der Profilanordnung. Für letztere wurde in der Literatur mit Ausnahme von *Gehmert* eine T-Verbindung verwendet, d.h. die Stützenprofile ragen über die Oberkante des Riegels hinaus.

Beim Vergleich der in dieser Arbeit entwickelten Konstruktionen mit denen aus der Literatur in Tabelle 5-14 erreichen die Varianten I1-200 und I2-200 mit Vouten die höchste Anschlusssteifigkeit. Allerdings weisen sie mit 4585333 kNcm^2 auch eine vergleichsweise hohe Biegesteifigkeit auf. Die Verhältnisse von Biegesteifigkeit zu Anschlusssteifigkeit sind mit 46552 cm rad bzw. 70177 cm rad deutlich höher als bei *Smith* 1999 mit dem niedrigsten Wert von 8171 cm rad . Letztere wurde mit einer T-förmigen Konstruktion aus K-Profilen, stiftförmigen Verbindungsmitteln, GFK-Fügebauteilen und Klebstoff gebaut. Im Versuchsaufbau war das Stützenprofil um 30 Grad aus der Senkrechten gedreht und die Profile waren am Stützen- und Riegelende gelenkig gelagert. Außerdem wurde die Rotation anders bestimmt als in dieser Arbeit. Der höchste Wert aus dem Verhältnis Biegesteifigkeit (EI) zu Anschlusssteifigkeit mit 41588 cm rad für eine L-förmige Verbindung wurde mit der in dieser Arbeit entwickelten Variante I1-120 erreicht.

Obwohl sich gezeigt hat, dass eine Voute bei den Varianten K1-100 und K1-120 zu keiner wesentlichen Steifigkeitssteigerung führt, liegen die Varianten in der Tabelle 5-14 nur im unteren Mittelfeld des Vergleichs.

Tabelle 5-14: Vergleich der Anschlusssteifigkeiten aus Literatur und dieser Arbeit

Jahr	Autor	Profil	EI [kNcm ²]	Variante	Anschluss- steifigkeit [kNm/rad]	EI/Ansch.- steifigkeit [cm rad]
1999	<i>Smith u.a.</i>	K	253310	E oben	3100	8171
2005	<i>Carrion u.a.</i>	K	253310	6 oben	1687	15015
2005	<i>Singamsethi u.a.</i>	K	253310	6 oben	1450	17470
1993	<i>Mosallam</i>	I	500977	vii	2663	18813
1999	<i>Smith u.a.</i>	I	252736	C oben	1100	22976
2023	<i>Behrens</i>	I	1039688	I1 Voute	2500	41588
2023	<i>Behrens</i>	I	1039688	I2 Voute	2412	43105
2023	<i>Behrens</i>	I	4585333	I1 Voute	9850	46552
1998	<i>Smith u.a.</i>	K	253310	D oben	528	47975
1998	<i>Smith u.a.</i>	I	252736	A2 oben	377	67039
2023	<i>Behrens</i>	I	4585333	I2 Voute	6534	70177
2017	<i>Gehmert</i>	K	52700	VR9-BNS	41	128224
1994	<i>Mottram und Bass</i>	I	5696893	Tsmin	3770	151111
2005	<i>Carrion u.a.</i>	K	4409833	1 oben	2783	158456
2023	<i>Behrens</i>	K	540025	K1 Voute	312	172863
2023	<i>Behrens</i>	K	753193	K1 Voute	395	190682
1994	<i>Bank u.a.</i>	I	5759720	iv	2942	195776
1990	<i>Bank u.a.</i>	I	5759720	TSW	791	728157
1996	<i>Bank u.a.</i>	I	5759720	...8 Inch...	678	849516
2017	<i>Ascione u.a.</i>	I	4012000	BTCJ_fcr	449	893541
2017	<i>Martins u.a.</i>	K	2227720	F4	116	1925428

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.0.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden momententragfähige Eckverbindungen für pultrudierte GFK-Profile entwickelt. Primäres Ziel der Untersuchungen war die Entwicklung von momententragfähigen Eckverbindungen. Keine Verbindung konnte als volltragfähig eingestuft werden, da hierfür mindestens die Biegetragfähigkeit des Profils von der Verbindung aufgenommen werden muss. Bereits vor den experimentellen Untersuchungen wurde für die Eckverbindungen die Momententragfähigkeit der Verbindung ermittelt und festgestellt, dass die Biegetragfähigkeit der Profile von keiner Eckverbindung aufgenommen werden kann. Eine Erhöhung der Momententragfähigkeit der Verbindung war aus konstruktiven Gründen nicht möglich. Eine Erhöhung der Schraubenanzahl oder der Festigkeit der Stahlbauschrauben war nicht sinnvoll. Die Festigkeit der Selbstbohrschrauben (SBS) konnte nicht weiter erhöht werden, da SBS mit der erforderlichen Bohrkapazität nur mit einer Festigkeit erhältlich sind.

Die Varianten der GFK-Hohlkastenprofile versagten im Bereich der SBS durch Abscheren und Lochleibung im GFK. Das experimentell ermittelte Moment dieser Eckverbindungen stimmt mit der rechnerischen Momententragfähigkeit der Verbindung mit vollverschweißter Stahlmuffe überein, d.h. die Probekörper versagten an den berechneten Stellen. Die numerische Untersuchung hat gezeigt, dass die Muffe bereits so starr ist, dass ein zusätzliches Versteifungsbauteil die Verbindungssteifigkeit nicht wesentlich erhöht. Insofern ist von starren Verbindungen auszugehen. Die Momententragfähigkeit kann durch zusätzliche SBS nicht erhöht werden, da die mögliche Anzahl über die Flanschbreite voll ausgeschöpft ist und eine zusätzliche Schraubenreihe keine wesentliche Tragfähigkeitssteigerung bringt. Somit kann die Biegemomententragfähigkeit der Profile in der Verbindung nicht erreicht werden und die Verbindung ist als teiltragfähig einzuordnen.

Die Varianten der GFK-I-Profile versagten außerhalb der Stahlbauschrauben. Es traten weder Lochleibungsversagen noch Abscheren oder Versagen im Nettoquerschnitt zwischen den Bohrungen auf. Daher konnte die rechnerische Momententragfähigkeit nicht erreicht werden. Die Optimierung durch ein zusätzliches Versteifungsbauteil brachte in den numerischen Untersuchungen eine deutliche Erhöhung der Steifigkeit. Drei der vier Varianten konnten als starr eingeordnet werden.

6.0.2 Ausblick

Bei den Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden an einigen Stellen Annahmen getroffen und Anwendungsgrenzen formuliert. Dies war u.a. deshalb notwendig, weil für die numerische Untersuchung eine Vielzahl von Materialparametern des GFKs benötigt wird, deren Ermittlung sehr aufwendig ist. Hier wäre es wünschenswert, wenn in einer Norm Materialaufbauten festgelegt werden, an die sich alle Hersteller von GFK-Profilen halten müssen. Alternativ wäre eine Empfehlung für Materialaufbauten mit allen zugehörigen Materialparametern hilfreich, um die Forschung an GFK-Profilen voranzutreiben. Die Hersteller könnten dann selbst entscheiden, ob sie sich an die Vorgaben halten wollen oder nicht. Mit der Folge, dass Forschungsergebnisse ggf. nicht angewendet werden können. Es wird empfohlen, Materialaufbauten mit Hilfe numerischer Software zu entwickeln. Die numerische Software bietet mittlerweile die Möglichkeit, über Faserart, Faserrichtung, Faservolumenanteil, Harz etc. die wichtigsten Materialparameter wie E-Modul, G-Modul und Querkontraktionszahlen zu bestimmen. Damit wäre eine erste Abschätzung der Materialstrukturen möglich. Die Ergebnisse können durch experimentelle Versuche mit anschließender Bestimmung aller notwendigen Parameter verifiziert werden.

Zur Abbildung des Bauteilversagens werden orthotrope Spannungslimits benötigt. Diese sind aber experimentell nur mit großem Aufwand zu ermitteln. Auch in der Literatur sind nur sehr begrenzt Richtwerte zu finden. Hier ist zu klären, wie die orthotropen Spannungslimits experimentell ermittelt werden können. Mit den Ergebnissen können numerische Modelle verifiziert werden. Diese wiederum sind so zu gestalten, dass sie auf andere GFK-Profile übertragbar sind. Idealerweise werden die Ergebnisse in Form von einfach zu handhabenden Bemessungshilfen zur Bestimmung der orthotropen Spannungslimits dargestellt.

Die vollverschweißten Stahlmuffen zur Verbindung der Hohlkastenprofile erwiesen sich als sehr steif, aber nicht voll tragfähig. Die Verbindung mit den verwendeten Hohlprofilen kann grundsätzlich so verwendet werden. Das maximal aufnehmbare Moment der Verbindung ist jedoch auf die experimentell ermittelten Werte und nicht auf die Biegetragfähigkeit der Profile zu begrenzen. Zusätzlich ist ein entsprechender Teilsicherheitsbeiwert zu berücksichtigen. Alternativ kann in weiteren experimentellen Versuchen versucht werden, die Tragfähigkeit der Eckverbindungen durch Verklebungen zwischen den GFK- und Fügebauteiloberflächen oder durch Stahlbauschrauben anstelle der Selbstbohrschrauben zu erhöhen.

Die Eckverbindungsvarianten der I-Profile sollten nur mit Voute weiterverfolgt werden. Da aus den numerischen Untersuchungen mit einem elastisch-plastischen Materialgesetz für die GFK-Profile nur die Steifigkeit ermittelt wurde, wäre es er-

forderlich, durch experimentelle Untersuchungen die maximale Momententragfähigkeit zu ermitteln. Zusätzlich kann auch hier versucht werden, die Tragfähigkeit durch Verklebungen zwischen den GFK- und Fügebauteiloberflächen zu erhöhen.

Anhang

A Konzeptvarianten und Voruntersuchungen

A.1 Weitere Konzeptvarianten der Eckverbindungen

Zusätzlich zu den in Kapitel 3.6 beschriebenen Varianten wurde eine Reihe weiterer Varianten entwickelt. Als Verbindungsmittel wurden neben den Stahlbauschrauben und den Selbstbohrschrauben auch Klebstoff verwendet.

Die in Bild A-1 dargestellte Variante *Hohlkastenprofil als Träger verschraubt mit U-Profilen als Stütze - T-förmig* besteht aus K- und U-Profilen. Der Träger aus einem K-Profil wird im Eckbereich von U-Profilen umschlossen. Auf jeder Seite des K-Profils ist ein U-Profil als Stütze angeordnet. Zwischen diesen Profilen werden ober- und unterhalb des Trägers nur im Eckbereich kurze U-Profile angeordnet. Dadurch sollen die Lochleibungskräfte in den Trägerstegen entlastet werden. Die Verbindung der Profile erfolgt mit Stahlbauschrauben.

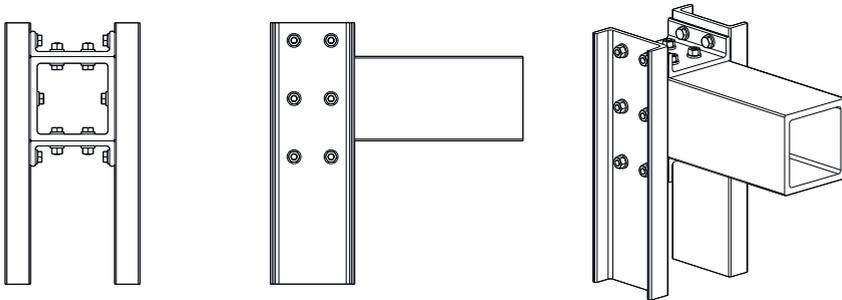


Bild A-1: Hohlkastenprofil als Träger verschraubt mit U-Profilen als Stütze - T-förmig

Eine ähnliche Variante in Bild A-2 *Hohlkastenprofil als Träger verschraubt mit U-Profilen als Stütze - L-förmig* besteht ebenfalls aus K- und U-Profilen sowie aus einem zusammenschweißten Winkelblech. Im Vergleich zur vorigen Variante ragen die Stützenprofile nicht über die Oberkante des Trägers hinaus. Dadurch ist es nicht möglich, im Eckbereich ein oberes U-Profil anzuordnen. Aus diesem Grund wird ein Winkel angeschraubt und mit den Flanschen der Stützen-U-Profile verschraubt. Die Verschraubung erfolgt analog der vorherigen Variante mit Stahlbauschrauben.

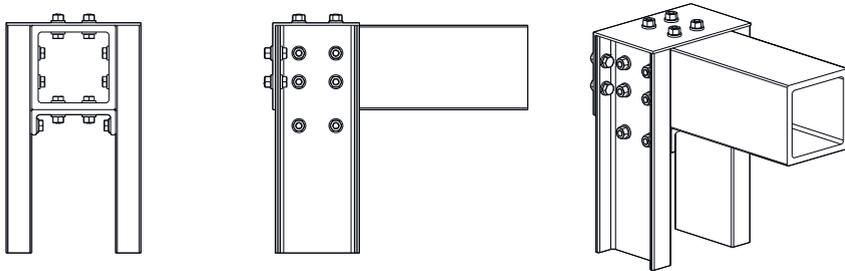


Bild A-2: Hohlkastenprofil als Träger verschraubt mit einem U-Profil als Stütze - L-förmig

Die nächste Variante in Bild A-3 *U-Profile mit Winkeln und Stegblech verschraubt* besteht aus U-Profilen für den Träger und die Stütze. Als Fügebauteile werden ein Stegblech und vier zusammenschweißte Winkel verwendet. Die Verschraubung erfolgt wiederum mit Stahlbauschrauben. Die Stützen ragen über den Träger hinaus. Das Blech liegt zwischen den U-Profilstegen und ist an der Ober- und Unterseite des Trägers abgeschrägt. Die Stützenflansche werden durch angeschraubte Winkel mit den Trägerflanschen verbunden.

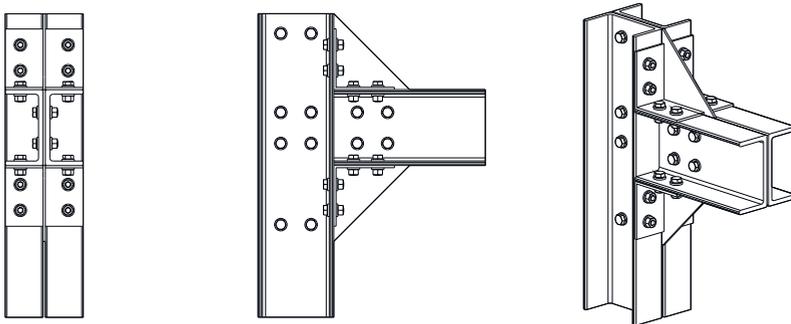


Bild A-3: U-Profile mit Winkeln und Stegblech verschraubt

Die in Bild A-4 dargestellte Variante *I-Profile mit Winkeln und Stegblech verschraubt und zusätzlich eingeklebten Stegsteifen* besteht aus I-Profilen für Stütze und Träger. Das Stützenprofil ragt über den Träger hinaus. Der Anschluss an den Träger erfolgt über Winkel aus zusammenschweißten Blechen ober- und unterhalb der Trägerflansche für die Flansch-Flansch-Verbindung und beidseitig

des Stegs für die Steg-Flansch-Verbindung. Die Verschraubung erfolgt mit Stahlbauschrauben. Im Bereich der Trägerflansche werden Vollrippen aus GFK oder Stahl in die Stütze eingeklebt.

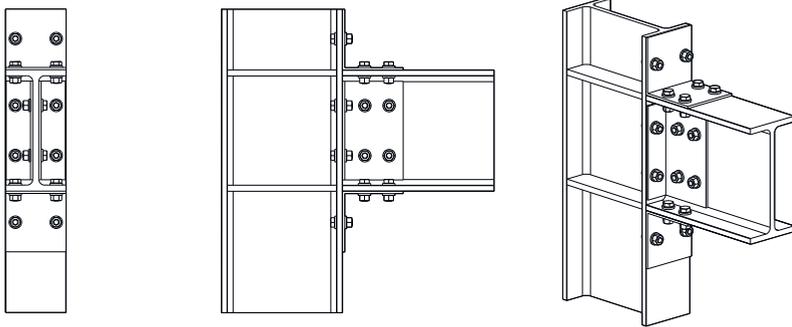


Bild A-4: I-Profile mit Winkeln und Stegblech verschraubt und zusätzlich eingeklebten Stegsteifen

Die letzte Variante mit I-Profilen zeigt Bild A-5 *I-Profilträger mit angeklebter Stirnplatte über Winkel und eingeklebten Stegsteifen*. Im Gegensatz zur vorhergehenden Variante sind die Winkel nicht mit dem Träger verschraubt, sondern geklebt. Ansonsten sind beide Varianten identisch.

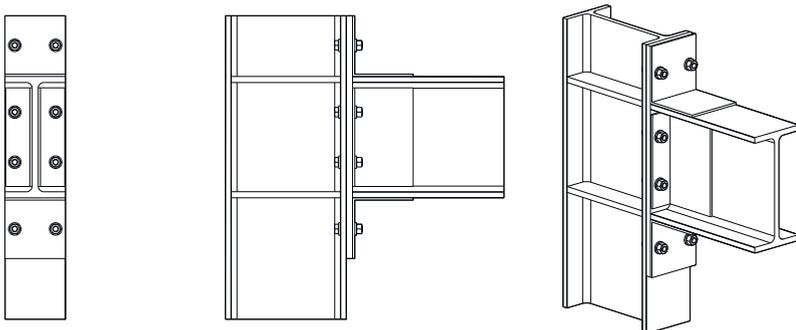


Bild A-5: I-Profilträger mit angeklebter Stirnplatte über Winkel und eingeklebte Stegsteifen

Die erste Variante mit K-Profilen für Stütze und Träger in diesem Anhang ist in Bild A-6 *Hohlkastenprofile durch eine Muffe verklebt* dargestellt. Die Stütze ragt über den Träger hinaus und der Stoßbereich wird vollständig von einer Muffe aus

zusammengeschweißten Blechen umschlossen. Die Muffe ist mit den Profilen zu verkleben.

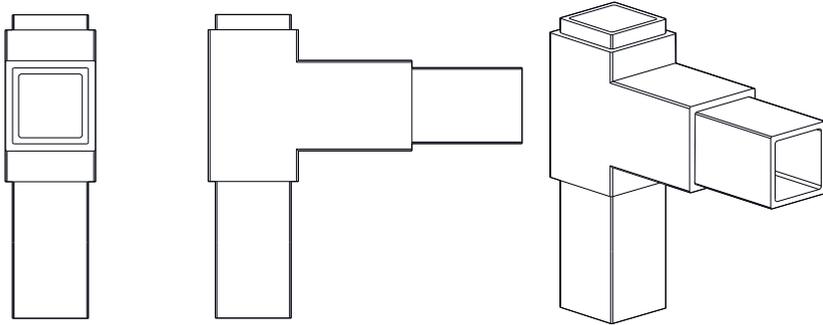


Bild A-6: Hohlkastenprofile durch eine Muffe verklebt

Die Stütze der Variante in Bild A-7 *Hohlkastenprofile mit seitlichen Platten durch SBS verschraubt* schließt bündig mit der Trägeroberkante ab. Seitlich sind ange-schrägte Bleche angeordnet und mit Selbstbohrschrauben verschraubt.

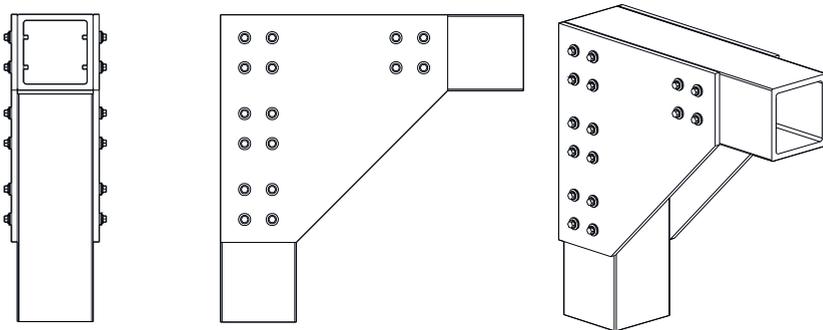


Bild A-7: Hohlkastenprofile mit seitlichen Platten durch SBS verschraubt

Die letzte Variante ist in Bild A-8 *Hohlkastenprofile mit seitlichen Platten durch SBS verschraubt und überstehendem Träger* dargestellt und unterscheidet sich von der vorherigen Variante durch den über die Stütze in beiden Richtungen auskragenden Träger.

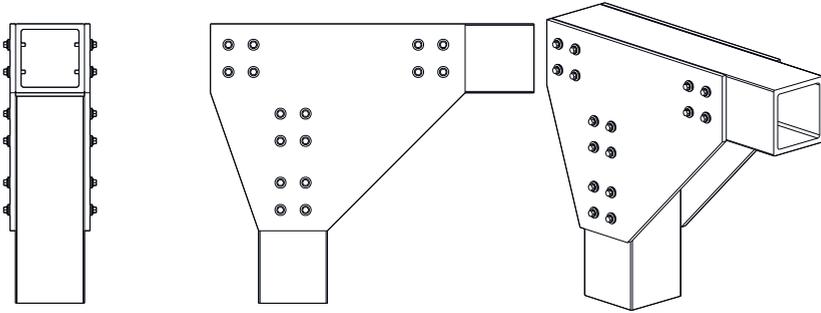


Bild A-8: Hohlkastenprofile mit seitlichen Platten durch SBS verschraubt und überstehendem Träger

Für die Bearbeitung dieser Forschungsarbeit steht nur ein begrenzter Zeitraum zur Verfügung. Daher werden die Varianten mit den U-Profilen nicht weiter verfolgt. I- und K-Profile stellen den häufigsten Anwendungsfall dar. Die beiden Varianten mit den I-Profilen sowie die Variante mit den geklebten K-Profilen werden aufgrund des Klebstoffes nicht weiter verfolgt. Die beiden Varianten mit den K-Profilen und den Selbstbohrschrauben werden nicht weiter verfolgt, weil die Varianten aus Kapitel 3.6 als effizienter eingestuft wurden.

A.2 Ergebnisse experimenteller Voruntersuchungen von SLV mit 3, 9 und 10 SBS

Nachfolgend sind die Kraft-Verformungs-Kurven der SLV mit 3, 9 und 10 SBS dargestellt.

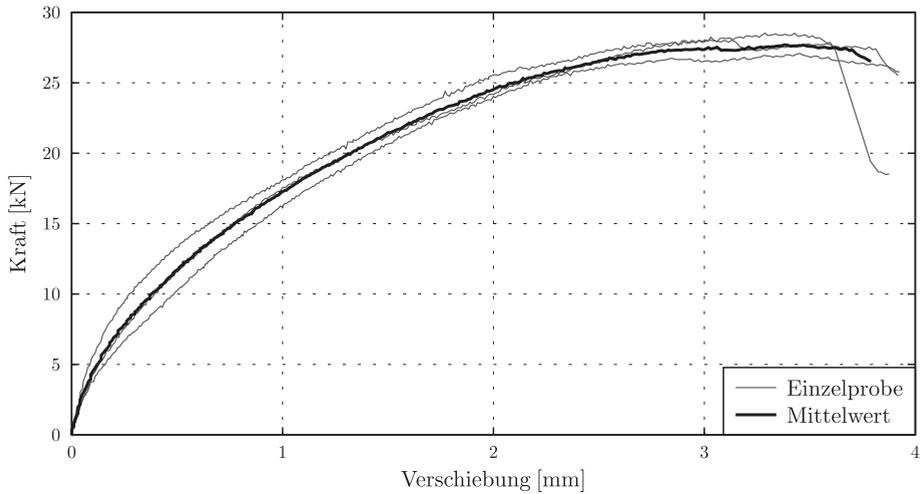


Bild A-9: Kraft-Verformungs-Kurven - Stahl-GFK-SL-Verbindungen 3 x SBS

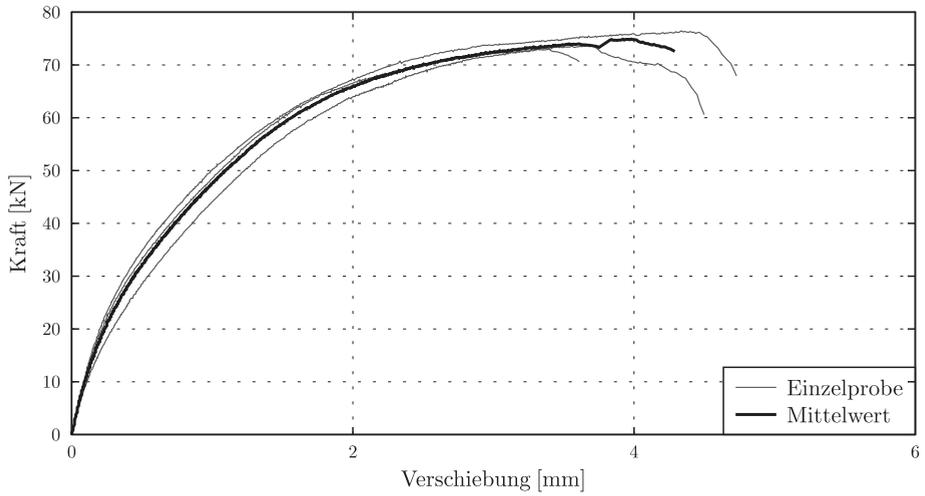


Bild A-10: Kraft-Verformungs-Kurven - Stahl-GFK-SL-Verbindungen 9 x SBS

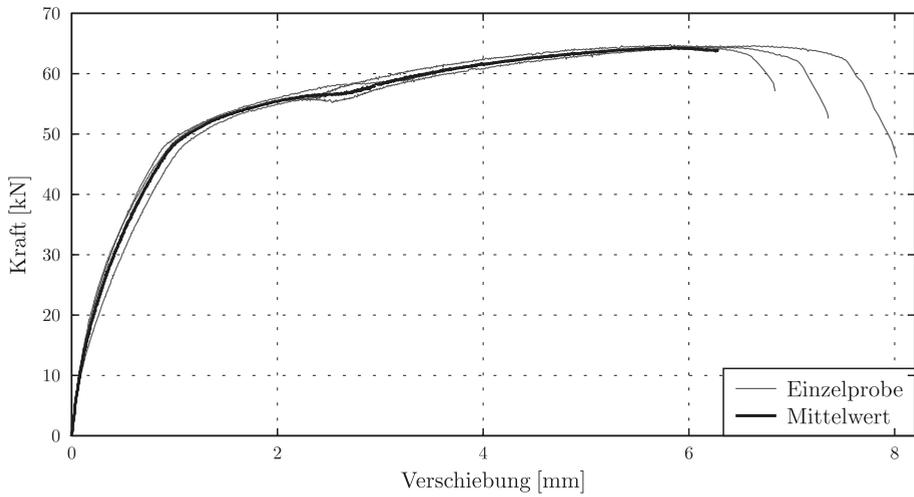


Bild A-11: Kraft-Verformungs-Kurven - Stahl-GFK-SL-Verbindungen 10 x SBS

A.3 Technische Zeichnung der Eckverbindungen aus Kapitel 3.8

Für die Konstruktionsvarianten sind folgende Schraubenanzahlen erforderlich:

K1-100:

112 Selbstbohrschrauben Hilti SBS 25 GZ 5,5 x 40

K2-100:

112 Selbstbohrschrauben Hilti SBS 25 GZ 5,5 x 40

K1-120:

80 Selbstbohrschrauben Hilti SBS 25 GZ 5,5 x 40

K2-120:

80 Selbstbohrschrauben Hilti SBS 25 GZ 5,5 x 40

I1-120:

48 Maschinenschrauben nach [N7] M12 x 35-10.9

I2-120:

24 Maschinenschrauben nach [N7] M12 x 35-10.9 und
4 Gewindestangen nach [N2] M12 x 170-10.9

I1-200:

48 Maschinenschrauben nach [N7] M12 x 40-10.9

I2-200:

24 Maschinenschrauben nach [N7] M12 x 40-10.9 und
4 Gewindestangen nach [N2] M12 x 250-10.9

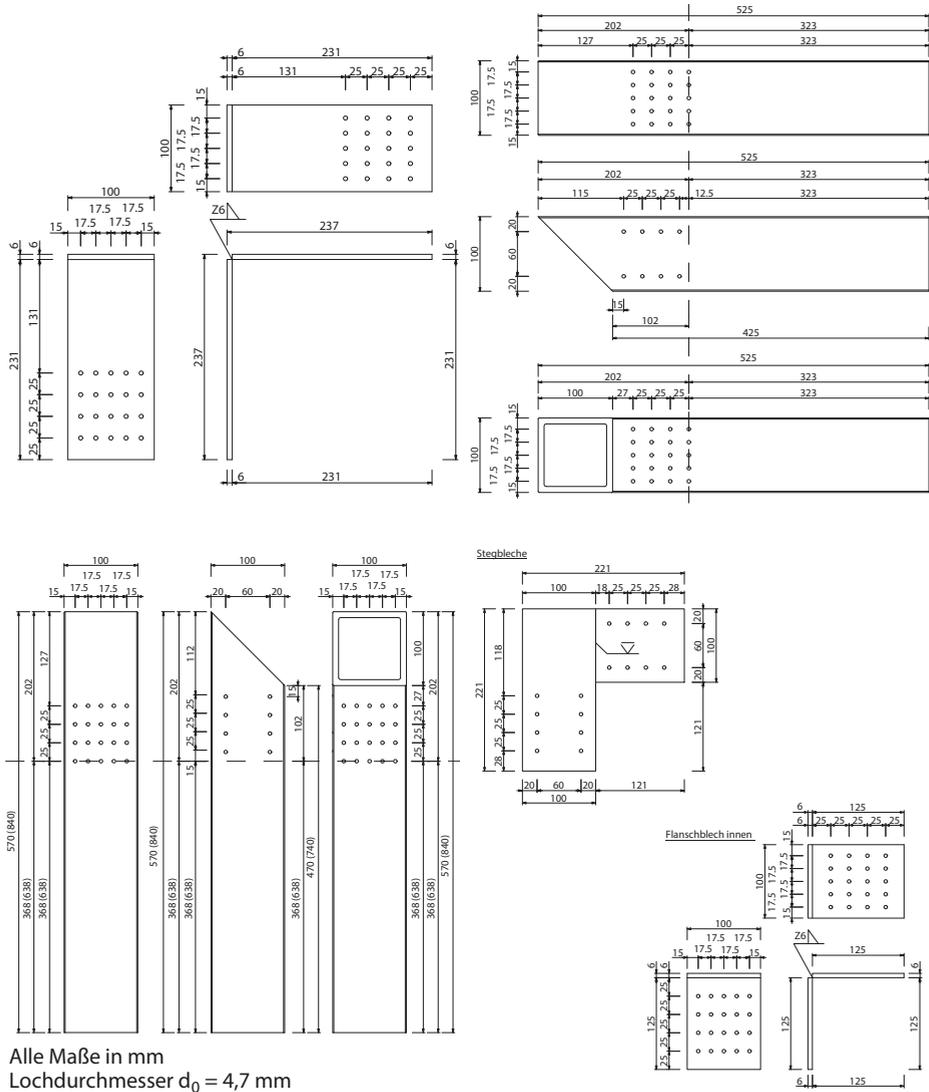


Bild A-13: Abmessungen Konstruktionsvariante K2-100

A.3 Technische Zeichnung der Eckverbindungen aus Kapitel 3.8

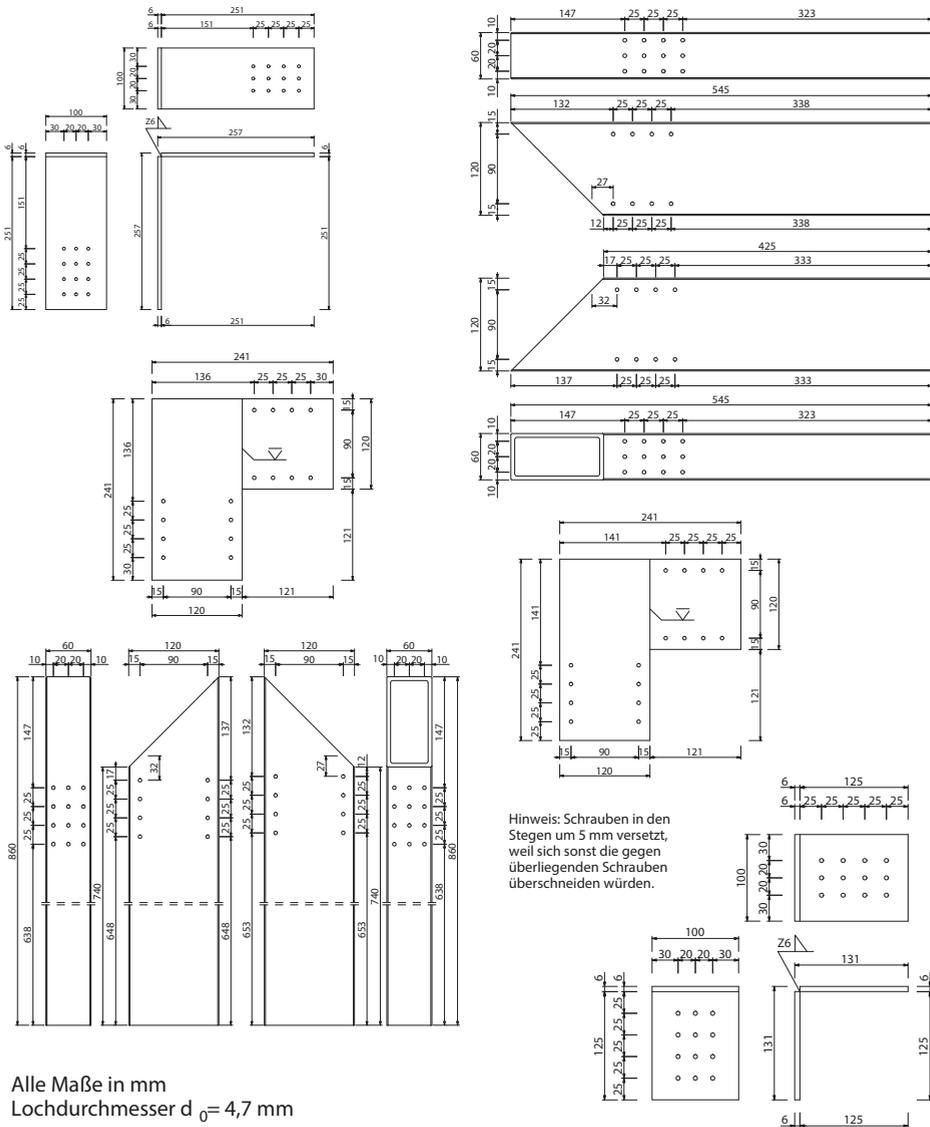


Bild A-14: Abmessungen Konstruktionsvariante K1-120

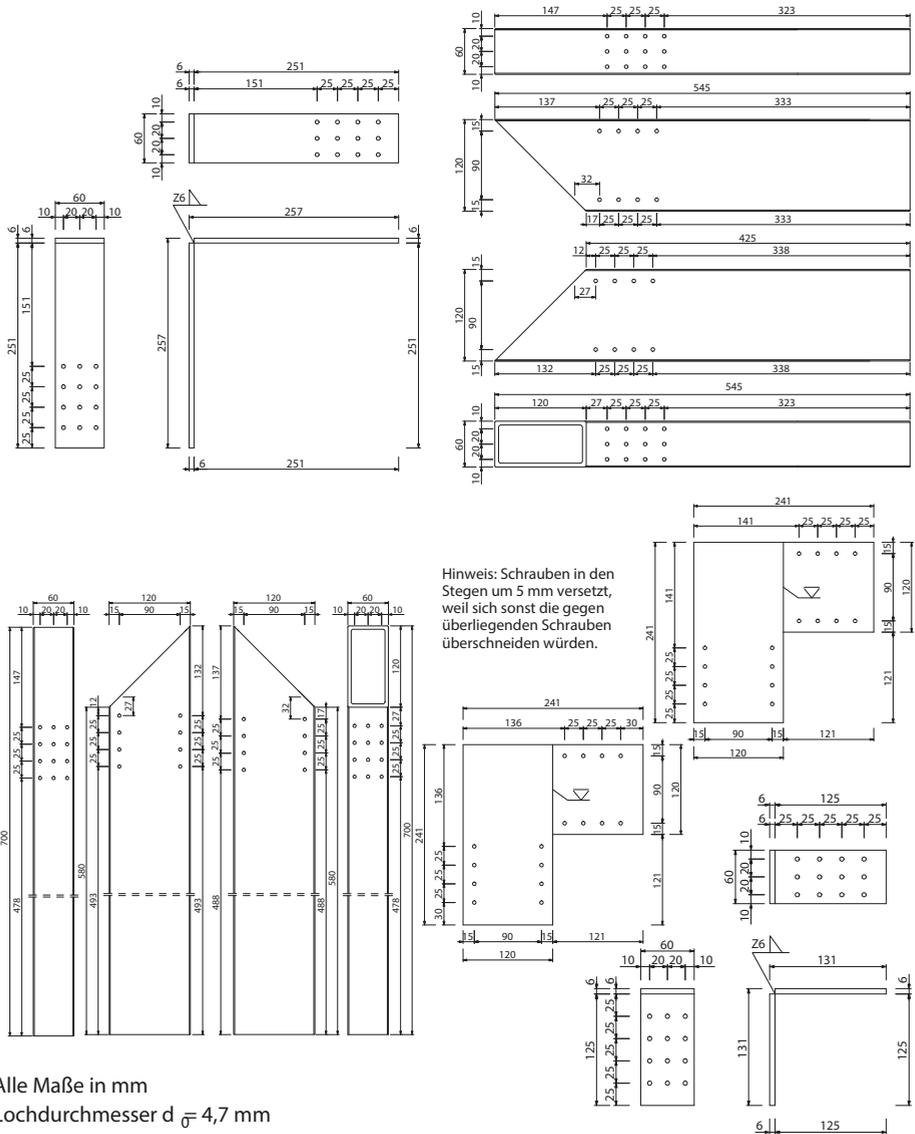


Bild A-15: Abmessungen Konstruktionsvariante K2-120

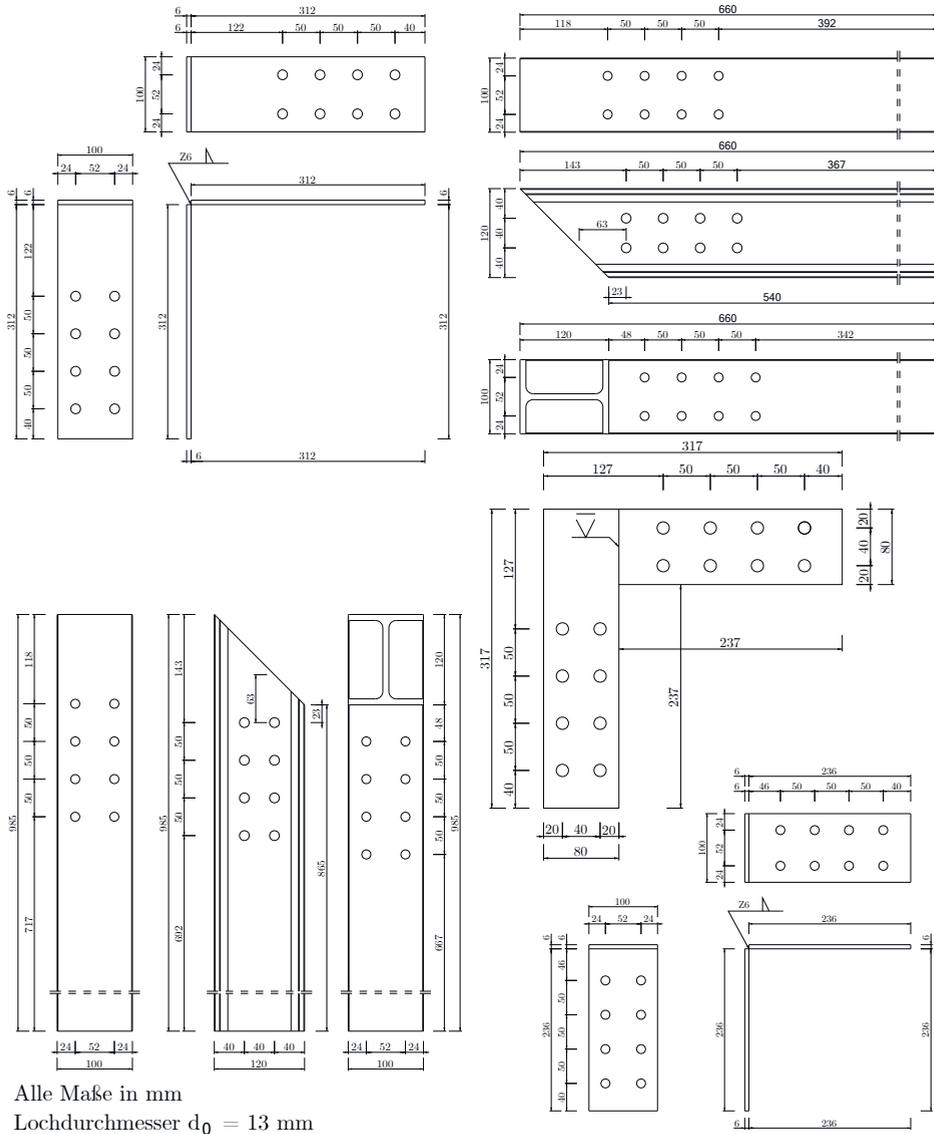


Bild A-16: Abmessungen Konstruktionsvariante I1-120

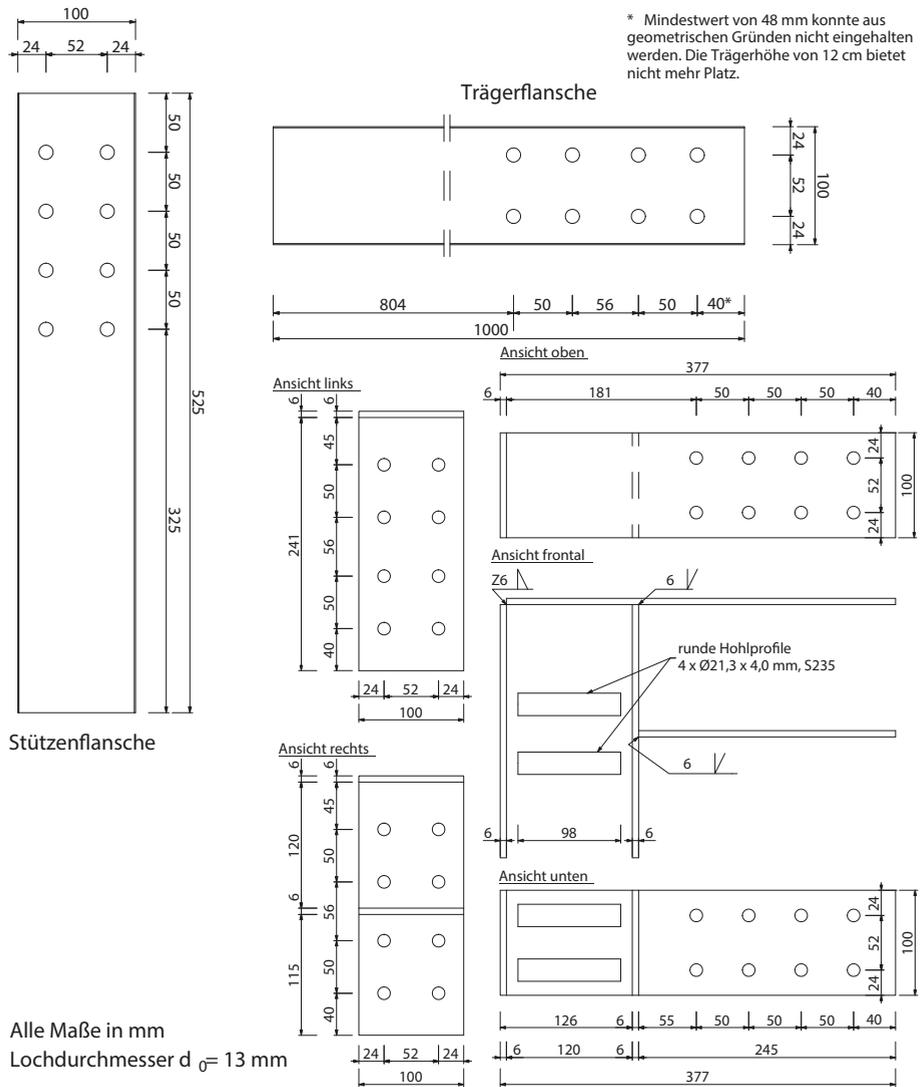


Bild A-17: Abmessungen Konstruktionsvariante I2-120

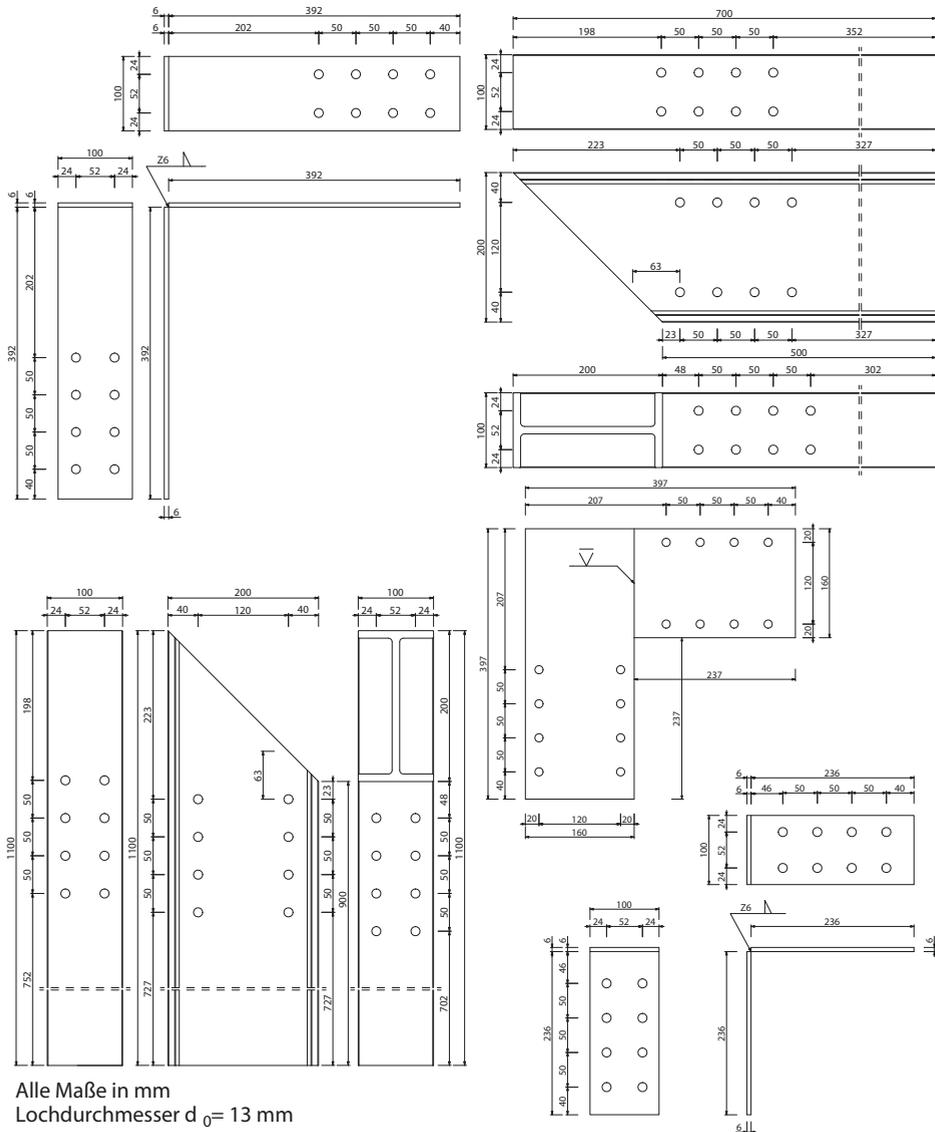


Bild A-18: Abmessungen Konstruktionsvariante I1-200

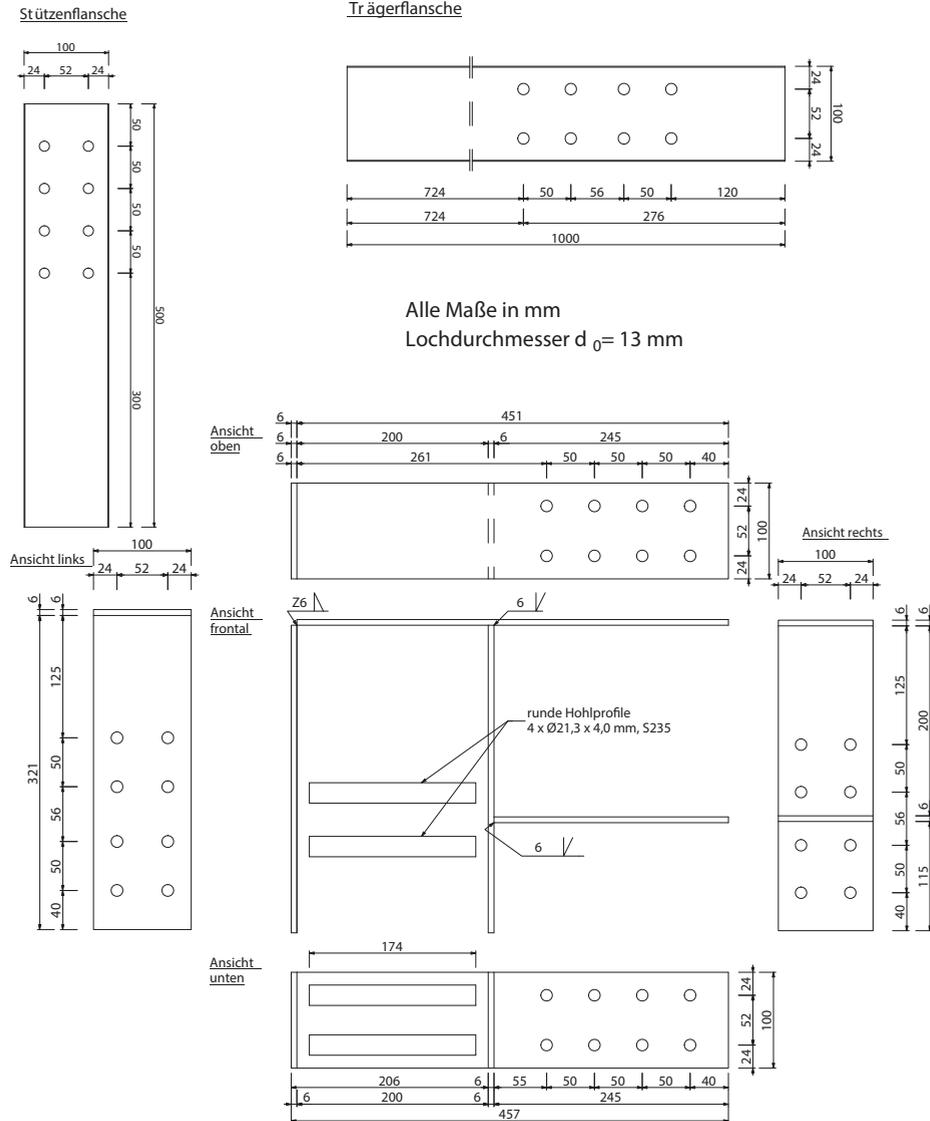


Bild A-19: Abmessungen Konstruktionsvariante I2-200

B Experimentelle Untersuchungen

B.1 Versuchsaufbau der Eckverbindungen

Nachfolgend sind die Versuchsaufbauten für die experimentellen Untersuchungen der Eckverbindungen der vorliegenden Arbeit dargestellt. Die Variante K1-100 kann dem Bild 4-6 im Hauptteil entnommen werden.

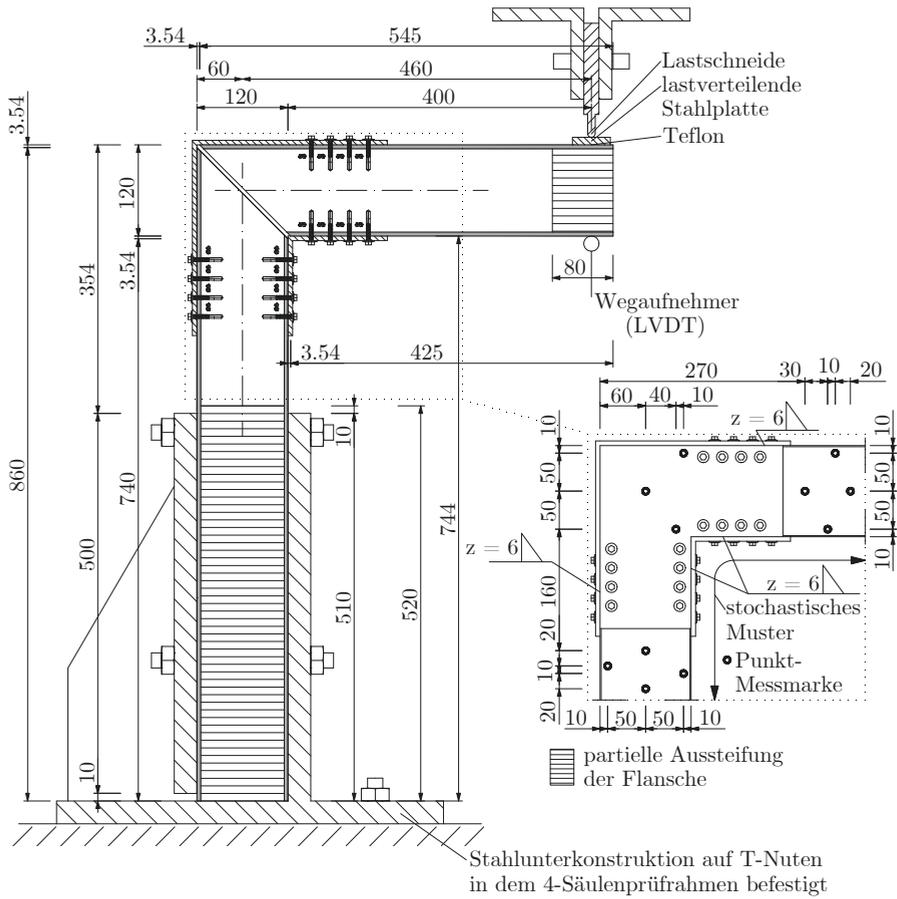


Bild B-2: Versuchsaufbau K1-120

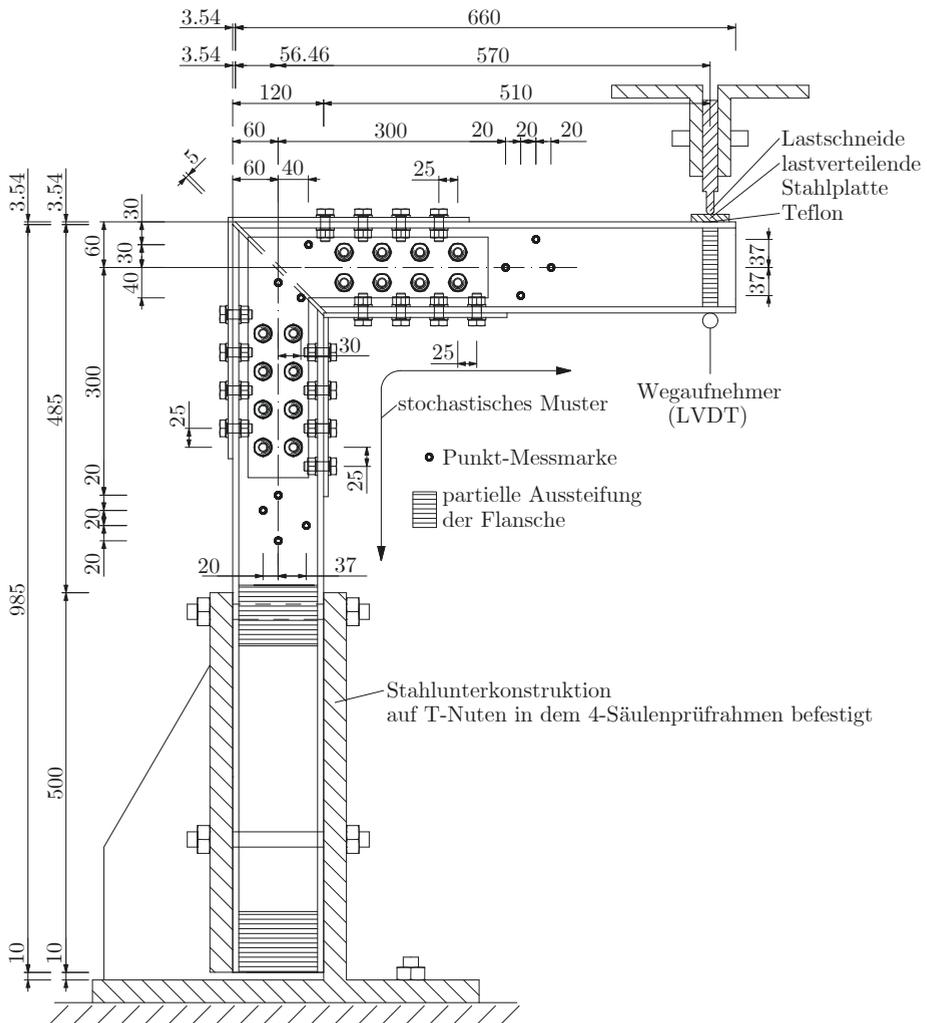


Bild B-4: Versuchsaufbau I1-120

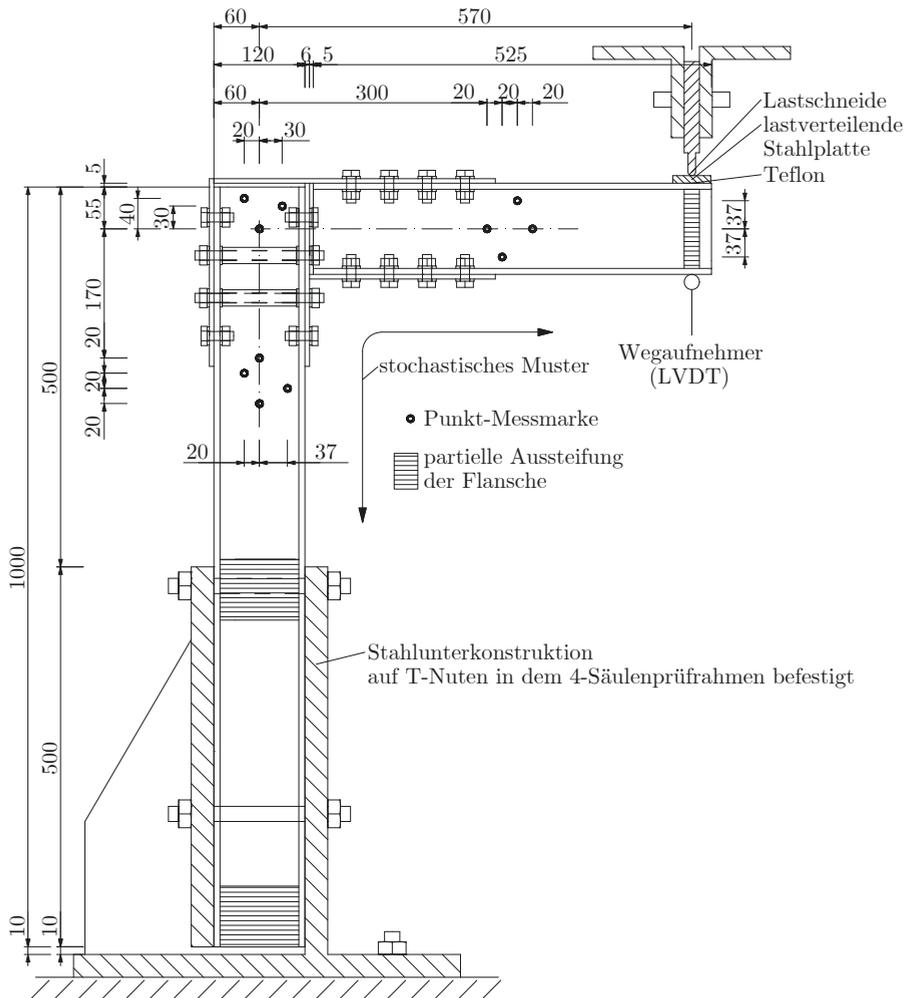


Bild B-5: Versuchsaufbau I2-120

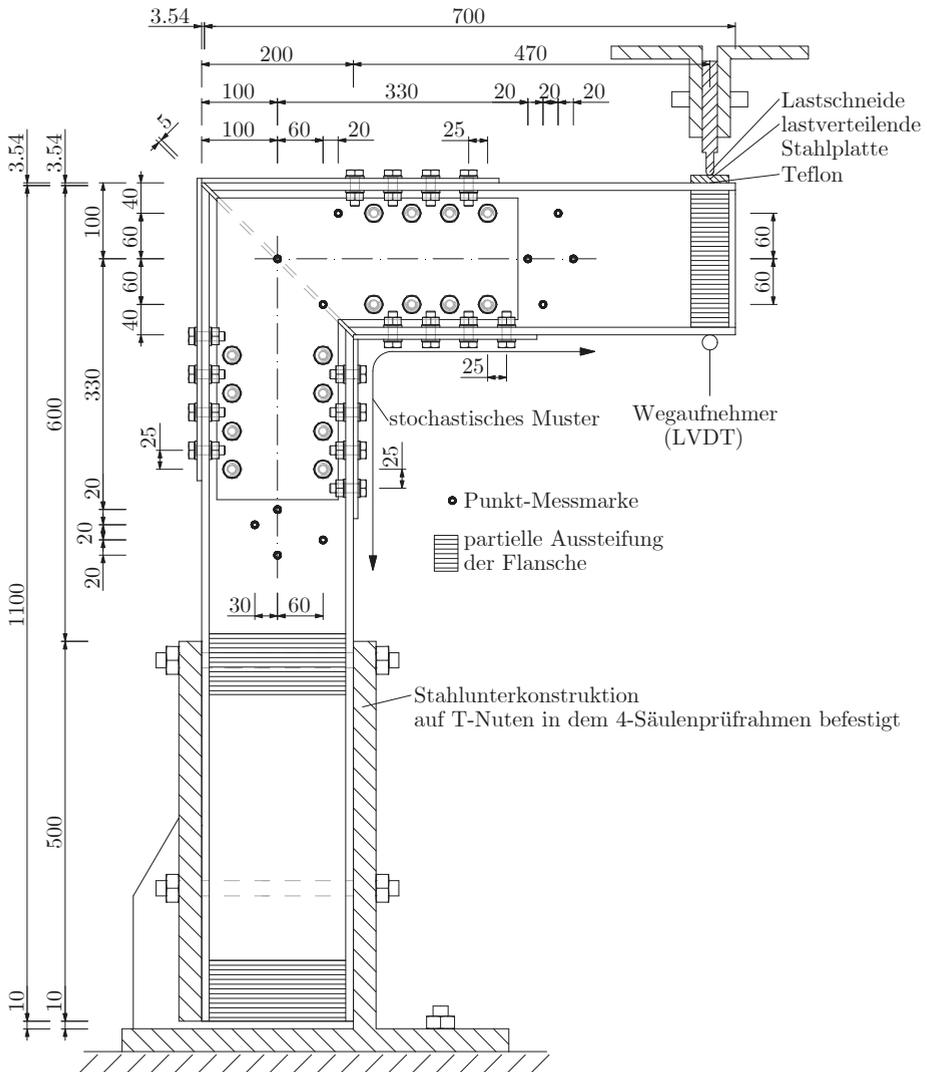


Bild B-6: Versuchsaufbau I1-200

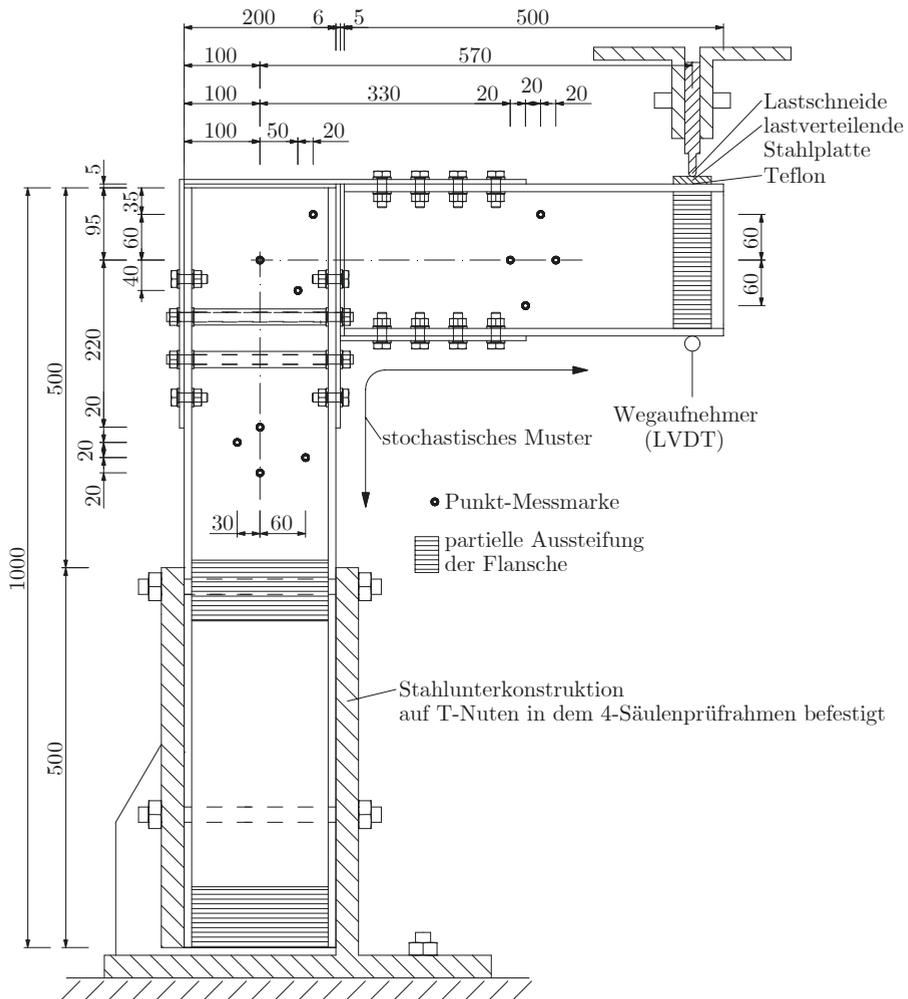


Bild B-7: Versuchsaufbau I2-200

B.2 Steifigkeiten der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen

Im Rahmen der experimentellen Versuche an den Eckverbindungen wurden auch die Kraft-Verschiebungs-Beziehungen an der Stelle der Lastaufbringung am Kragarmende aufgezeichnet. Die Ergebnisse sind nachfolgend dargestellt.

Tabelle B-1: I1-120 und I2-120: Steifigkeiten der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen

Probe	I1-120		I2-120	
	$K_{F,10-30F}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]	$K_{F,10-30}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]
1	594	500	624	477
2	619	498	534	444
3	523	433	550	489
4	555	525	550	468
5	575	449	546	487
m	573	481	561	473
s	36,9	38,4	36,0	18,2
v [%]	6,4	8,0	6,4	3,8

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Tabelle B-2: I1-200 und I2-200: Steifigkeiten der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen

Probe	I1-200		I2-200	
	$K_{F,10-30F}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]	$K_{F,10-30}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]
1	2148	1447	1851	1351
2	2038	1431	1586	1245
3	2238	1448	1794	1401
4	2258	1458	2096	1359
5	2488	1356	1776	1353
m	2234	1428	1821	1342
s	166,3	41,4	183,4	57,7
v [%]	7,4	2,9	10,1	4,3

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Tabelle B-3: K1-100 und K2-100: Steifigkeiten der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen

Probe	K1-100		K2-100	
	$K_{F,10-30F}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]	$K_{F,10-30}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]
1	1177	1038	858	758
2	1177	928	898	746
3	1242	910	862	768
4	1252	1010	916	754
5	1122	896	995	810
6	1092	870		
m_{1-3} ¹	1198	958	906	767
m_{4-6}	1155	925		
s_{1-3} ¹	37,3	69,4	55,5	25,2
s_{4-6}	84,6	74,8		
v_{1-3} [%] ¹	3,1	7,2	6,1	3,3
v_{4-6} [%]	7,3	8,1		

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

Tabelle B-4: K1-120 und K2-120: Steifigkeiten der Kraft-Verschiebungs-Beziehungen

Probe	K1-120		K2-120	
	$K_{F,10-30F}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]	$K_{F,10-30}$ [N/mm]	$K_{F,30-70}$ [N/mm]
1	912	796	648	600
2	962	735	722	610
3	881	784	610	541
4	1045	795	590	536
5	876	741	626	573
m	935	770	639	572
s	70,4	29,9	51,0	33,7
v [%]	7,5	3,9	8,0	5,9

m: Mittelwert, s: Standardabweichung, v: Variationskoeffizient

C Numerische Untersuchungen

C.1 ANSYS Technische Daten - CLT

Den numerischen Modellen auf der Grundlage der CLT liegen die folgenden technischen Daten zugrunde. An erster Stelle ist die Dichte zu nennen, die anhand der Herstellerangaben ermittelt wird. Sie ist standardmäßig enthalten, hat aber keinen Einfluss auf die Simulation. Die Berücksichtigung des Eigengewichts ist unter dem Befehl *Inertia Relief* ausgeschaltet, da im realen Experiment die Verformungen durch die Schwerkraft bereits vor der Belastung stattgefunden haben.

Zur Beschreibung des elastischen Materialverhaltens werden die Werte der orthotropen Elastizität (*Orthotropic Elasticity*), die auf einer Kalibrierung der Herstellerangaben, u.a. durchgeführt in [23], verwendet. Für die maximale Tragfähigkeit sind orthotrope Spannungslimits (*Orthotropic Stress Limits*) erforderlich. Diese sind experimentell nur mit großem Aufwand zu bestimmen [63].

Alternativ wäre eine Begrenzung der Tragfähigkeit durch orthotrope Dehnungslimits (*Orthotropic Strain Limits*) denkbar. In *ANSYS Mechanical* sind entsprechende Parameter voreingestellt. In [56] wird jedoch davon abgeraten, da Quer- und Quersugbrüche in einem kleinen Spannungsbereich, aber einem großen Dehnungsbereich auftreten können.

Aus diesem Grund werden die Voreinstellungen eines Materials namens *Epoxy E-Glass UD* aus *ANSYS Mechanical* verwendet, obwohl die verwendeten GFK-Profile aus UP-Harz und nicht aus Epoxidharz bestehen. Weitere Richtwerte sind in [63] zu finden. Es zeigt sich jedoch, dass für ein Material aus Glasfaser und Epoxidharz die Werte von den Voreinstellungen aus *ANSYS Mechanical* abweichen. Für Glasfaser und UP-Harz findet sich in [63] ebenfalls ein Beispiel, allerdings nur mit unvollständigen Werten.

Mit den genannten Materialparametern kann die Kraft-Verformungs-Charakteristik beschrieben werden. Für eine Aussage über das Versagen ist ein Versagensmodell für anisotrope Werkstoffe anzuwenden. In Kapitel 3.4.4 sind verschiedene Versagensmodelle mit unterschiedlichem Detaillierungsgrad zur Beschreibung der Versagenscharakteristik aufgeführt.

Für das Versagensmodell nach Tsai-Wu werden die Kopplungskoeffizienten (Coupling Coefficient) gemäß den Empfehlungen mit -0,5 angenommen. In *ANSYS Mechanical* muss jedoch der doppelte Wert eingegeben werden.

Für das Versagensmodell nach Puck sind einige Parameter einzustellen. Die Nei-

gungsparameter werden für Glas nach [60] gewählt. Der Schwächungsfaktor wird gemäß den Voreinstellungen von *ANSYS Mechanical* bei 0,8 belassen, da dieser Wert gemäß Kapitel 3.4.4 im Grenzbereich liegt. Damit liegen die Bruchwiderstände der Delamination auf dem niedrigsten empfohlenen Wert und somit auf der sicheren Seite. Die Voreinstellung der Degradationsparameter wird mit jeweils 0,5 belassen.

ANSYS Mechanical bietet die Möglichkeit, die Wirrfaserschicht in 2 UD-Schichten aufzuteilen und damit auch in diesen Schichten eine Aussage über den Versagensmodus nach Puck zu erhalten. Die Parameter (Woven Specification for Puck) werden analog zur UD-Schicht gewählt. Für die zusätzlich benötigten Faserwinkel wird vereinfachend 45° sowie -45° angenommen.

Die Versagensmodelle können nur angewendet werden, wenn der Lagentyp (Ply Type) auf *Regular* für unidirektionale (UD) Schichten eingestellt ist. Wenn der Lagentyp auf *Woven* für die Wirrfaserschichten eingestellt ist, sind die *Woven Specification for Puck* zu berücksichtigen.

FKV verhalten sich nichtlinear. Die Nichtlinearität wird durch die Degradation (kleinsten Rissen, Reißen einzelner Fasern oder Ausfälle einzelner Schichten) verursacht. Um dies in der numerischen Simulation berücksichtigen zu können, müssen Kriterien für den Schädigungsbeginn sowie Gesetzmäßigkeiten für die Schädigungsentwicklung definiert werden.

Das Kriterium des Schädigungsbeginns kann in *ANSYS Mechanical* nur auf einer begrenzten Auswahl von Versagensmodellen basieren. Neben den Maximalkriterien für Spannung und Verzerrung stehen noch Hashin und Puck zur Auswahl. Die maximalen Spannungs- und Verzerrungskriterien sind physikalisch nicht nachvollziehbar und auf eine mathematisch einfache Formulierung des Versagensmodells muss in einer numerischen Simulation nicht geachtet werden. Das Versagensmodell von Puck basiert auf dem Modell von Hashin und wird als physikalisch genauer angesehen. Für die Anwendung des Puck-Modells ist die Kenntnis des Schädigungswachstums erforderlich.

Die Gesetzmäßigkeit für Schädigungszuwachs bestimmt die Degradation des Laminats, d.h. die Berücksichtigung von Rissen und Ausfällen einzelner Schichten durch Abminderung der Gesamtsteifigkeit. Dies kann durch eine Steifigkeitsreduktion oder durch die nach dem Versagen verbrauchte Energie für jeden Schadensmodi bestimmt werden. Die Steifigkeitsreduktion (Material property degradation method - MPDG) ist am besten nachvollziehbar und in *ANSYS Mechanical* sind Vorgabewerte vorhanden. Wird von den Vorgabewerten abgewichen, so ist dies zu dokumentieren.

Tabelle C-1: Technische Daten der UD-Schichten

Eigenschaft	[Einheit]	Bauteildicke mm		
		5	8	10
Density	[kN/m ³]	17,74	18,44	18,44
Orthotropic Elasticity				
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	31704	35213	35213
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	6488,8	7229,7	7229,7
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	6488,8	7229,7	7229,7
Poisson's Ratio XY	[-]	0,26973	0,26483	0,26483
Poisson's Ratio YZ	[-]	0,39855	0,39041	0,39041
Poisson's Ratio XZ	[-]	0,26967	0,26474	0,26474
Shear Modulus XY	[N/mm ²]	2537,4	2836,5	2836,5
Shear Modulus YZ	[N/mm ²]	2319,1	2596,2	2596,2
Shear Modulus XZ	[N/mm ²]	2537,4	2836,5	2836,5
Orthotropic Stress Limits				
Tensile X direction	[N/mm ²]	1100	1100	1100
Tensile Y direction	[N/mm ²]	35	35	35
Tensile Z direction	[N/mm ²]	35	35	35
Compressive X direction	[N/mm ²]	-675	-675	-675
Compressive Y direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Compressive Z direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Shear XY	[N/mm ²]	80	80	80
Shear YZ	[N/mm ²]	46,154	46,154	46,154
Shear XZ	[N/mm ²]	80	80	80
Tsai-Wu Constants				
Coupling Coefficient XY		-1	-1	-1
Coupling Coefficient YZ		-1	-1	-1
Coupling Coefficient XZ		-1	-1	-1
Puck Constants				
Material Classification		Glass	Glass	Glass
Compressive Indination XZ		0,25	0,25	0,25
Compressive Indination YZ		0,2	0,2	0,2
Tensile Inclination XZ		0,3	0,3	0,3
Tensile Inclination YZ		0,2	0,2	0,2
Damage Initiation Criteria				

Tabelle C-1: Technische Daten der UD-Schichten (Fortsetzung)

Tensile Fiber Failure Mode	Puck	Puck	Puck
Compressive Fiber Failure Mode	Puck	Puck	Puck
Tensile Matrix Failure Mode	Puck	Puck	Puck
Compressive Matrix Failure Mode	Puck	Puck	Puck
Damage Evolution Law			
Active Table	MPD	MPD	MPD
Tensile Fiber Stiffness Reduction	0,93	0,93	0,93
Compressive Fiber Stiffness Reduction	0,86	0,86	0,86
Tensile Matrix Stiffness Reduction	0,8	0,8	0,8
Compressive Matrix Stiffness Reduction	0,6	0,6	0,6
Ply Type			
Type	Regular	Regular	Regular
Additional Puck Constants			
Interface Weakening Factor	0,8	0,8	0,8
Degradation Parameter s	0,5	0,5	0,5
Degradation Parameter M	0,5	0,5	0,5

Tabelle C-2: Technische Daten der Wirrfaser

Eigenschaft	[Einheit	Bauteildicke mm		
		5	8	10
Density	[kN/m ³]	17,74	18,44	18,44
Orthotropic Elasticity				
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	22146	25833	25833
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	22146	25833	25833
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	7373,2	8290,4	8290,4
Poisson's Ratio XY	[-]	0,30654	0,29195	0,29195
Poisson's Ratio YZ	[-]	0,24658	0,24188	0,24188
Poisson's Ratio XZ	[-]	0,24658	0,24188	0,24188
Shear Modulus XY	[N/mm ²]	10891	12363	12363
Shear Modulus YZ	[N/mm ²]	2042,5	2255,6	2255,6
Shear Modulus XZ	[N/mm ²]	2042,5	2255,6	2255,6
Orthotropic Stress Limits				
Tensile X direction	[N/mm ²]	780	780	780

Tabelle C-2: Technische Daten der Wirrfaser (Fortsetzung)

Tensile Y direction	[N/mm ²]	780	780	780
Tensile Z direction	[N/mm ²]	35	35	35
Compressive X direction	[N/mm ²]	-480	-480	-480
Compressive Y direction	[N/mm ²]	-480	-480	-480
Compressive Z direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Shear XY	[N/mm ²]	80	80	80
Shear YZ	[N/mm ²]	46,154	46,154	46,154
Shear XZ	[N/mm ²]	80	80	80
Puck Constants				
Material Classification		Glass	Glass	Glass
Compressive Indination XZ		0,25	0,25	0,25
Compressive Indination YZ		0,2	0,2	0,2
Tensile Inclination XZ		0,3	0,3	0,3
Tensile Inclination YZ		0,2	0,2	0,2
Damage Initiation Criteria				
Tensile Fiber Failure Mode		Puck	Puck	Puck
Compressive Fiber Failure Mode		Puck	Puck	Puck
Tensile Matrix Failure Mode		Puck	Puck	Puck
Compressive Matrix Failure Mode		Puck	Puck	Puck
Damage Evolution Law				
Active Table		MPD	MPD	MPD
Tensile Fiber Stiffness Reduction		0,93	0,93	0,93
Compressive Fiber Stiffness Reduction		0,86	0,86	0,86
Tensile Matrix Stiffness Reduction		0,8	0,8	0,8
Compressive Matrix Stiffness Reduction		0,6	0,6	0,6
Ply Type				
Type		Woven	Woven	Woven
Fabric Fiber Angle	radian	0,7854	0,7854	0,7854
Additional Puck Constants				
Interface Weakening Factor		0,8	0,8	0,8
Degradation Parameter s		0,5	0,5	0,5
Degradation Parameter M		0,5	0,5	0,5
Woven Specification for Puck				

Tabelle C-2: Technische Daten der Wirrfaser (Fortsetzung)

Unidirectional 1				
Fiber Angle	[°]	45	45	45
Orthotropic Elasticity				
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	31704	35213	35213
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	6488,8	7229,7	7229,7
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	6488,8	7229,7	7229,7
Poisson's Ratio XY	[-]	0,26973	0,26483	0,26483
Poisson's Ratio YZ	[-]	0,39855	0,39041	0,39041
Poisson's Ratio XZ	[-]	0,26967	0,26474	0,26474
Shear Modulus XY	[N/mm ²]	2537,4	2836,5	2836,5
Shear Modulus YZ	[N/mm ²]	2319,1	2596,2	2596,2
Shear Modulus XZ	[N/mm ²]	2537,4	2836,5	2836,5
Orthotropic Stress Limits				
Tensile X direction	[N/mm ²]	1100	1100	1100
Tensile Y direction	[N/mm ²]	35	35	35
Tensile Z direction	[N/mm ²]	35	35	35
Compressive X direction	[N/mm ²]	-675	-675	-675
Compressive Y direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Compressive Z direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Shear XY	[N/mm ²]	80	80	80
Shear YZ	[N/mm ²]	46,154	46,154	46,154
Shear XZ	[N/mm ²]	80	80	80
Puck Constants				
Material Classification		Glass	Glass	Glass
Compressive Indination XZ		0,25	0,25	0,25
Compressive Indination YZ		0,2	0,2	0,2
Tensile Inclination XZ		0,3	0,3	0,3
Tensile Inclination YZ		0,2	0,2	0,2
Additional Puck Constants				
Interface Weakening Factor		0,8	0,8	0,8
Degradation Parameter s		0,5	0,5	0,5
Degradation Parameter M		0,5	0,5	0,5
Unidirectional 2				

Tabelle C-2: Technische Daten der Wirrfaser (Fortsetzung)

Fiber Angle	[°]	-45	-45	-45
Orthotropic Elasticity				
Young's Modulus X direction	[N/mm ²]	31704	35213	35213
Young's Modulus Y direction	[N/mm ²]	6488,8	7229,7	7229,7
Young's Modulus Z direction	[N/mm ²]	6488,8	7229,7	7229,7
Poisson's Ratio XY	[-]	0,26973	0,26483	0,26483
Poisson's Ratio YZ	[-]	0,39855	0,39041	0,39041
Poisson's Ratio XZ	[-]	0,26967	0,26474	0,26474
Shear Modulus XY	[N/mm ²]	2537,4	2836,5	2836,5
Shear Modulus YZ	[N/mm ²]	2319,1	2596,2	2596,2
Shear Modulus XZ	[N/mm ²]	2537,4	2836,5	2836,5
Orthotropic Stress Limits				
Tensile X direction	[N/mm ²]	1100	1100	1100
Tensile Y direction	[N/mm ²]	35	35	35
Tensile Z direction	[N/mm ²]	35	35	35
Compressive X direction	[N/mm ²]	-675	-675	-675
Compressive Y direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Compressive Z direction	[N/mm ²]	-120	-120	-120
Shear XY	[N/mm ²]	80	80	80
Shear YZ	[N/mm ²]	46,154	46,154	46,154
Shear XZ	[N/mm ²]	80	80	80
Puck Constants				
Material Classification		Glass	Glass	Glass
Compressive Indination XZ		0,25	0,25	0,25
Compressive Indination YZ		0,2	0,2	0,2
Tensile Inclination XZ		0,3	0,3	0,3
Tensile Inclination YZ		0,2	0,2	0,2
Additional Puck Constants				
Interface Weakening Factor		0,8	0,8	0,8
Degradation Parameter s		0,5	0,5	0,5
Degradation Parameter M		0,5	0,5	0,5

C.2 Experimentelle Ermittlung der Schraubenfestigkeit

Für die Simulation werden die Materialparameter der *Hilti* Selbstbohrschrauben benötigt. Der Hersteller gibt weder in der Zulassung [25] noch im Katalog [34] eine Festigkeit der Schrauben an. Die Festigkeit der Schrauben wird benötigt, um in der numerischen Simulation die gleichen Ergebnisse wie in den Versuchen zu erhalten. Der Typ S-MD 55S 5,5 x 52 besteht aus nichtrostendem Stahl (1.4301), der Typ S-MD 55Z 5,5 x 52 aus einsatzgehärtetem und verzinktem Kohlenstoffstahl und der Typ S-MD 25 GZ 5,5 x 40 aus einsatzgehärtetem, verzinktem oder beschichtetem Kohlenstoffstahl. Der Typ S-MD 55 wurde nicht für die Eckverbindungen verwendet und ist daher für die Simulationen nicht erforderlich. Die Festigkeit wurde dennoch zur Plausibilitätsprüfung ermittelt.

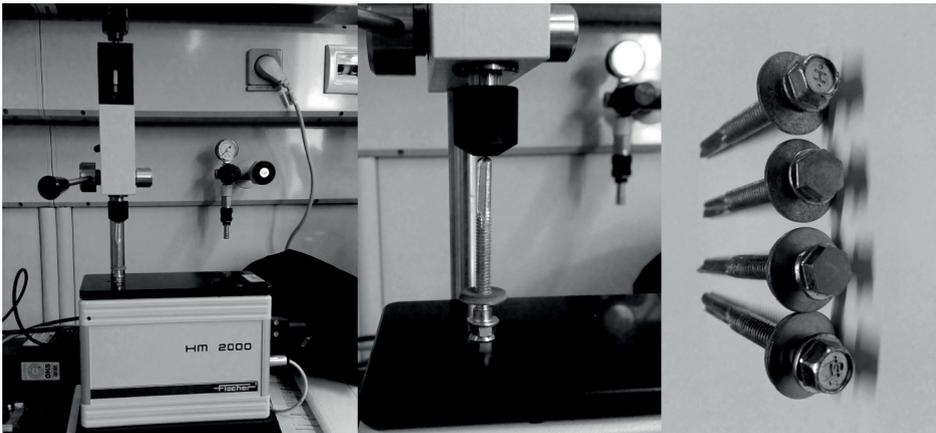


Bild C-1: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Schraubenfestigkeit der S-MD 55

Zunächst wurde der Härtewert nach Vickers mit dem *Fischerscope HM2000 S* ermittelt. Die Vorbereitung der Schrauben unterscheidet sich bei der S-MD 55 und der S-MD 25. Die S-MD 25 wurden für die Eckverbindungen verwendet und daher wurde etwas mehr Aufwand betrieben. Zur besseren Fixierung der Schrauben in der Vorrichtung wurden die Schraubenköpfe der S-MD 55 plan geschliffen. Pro Schraube wurden 5 Messungen durchgeführt. Die S-MD 25 wurden vertikal plan geschliffen und in ein Kunstharz eingebettet.

Die Messdaten wurden mit dem Programm *WIN-HCU* (Version 3.2) ausgewertet. Für die S-MD 55S ergab sich ein mittlerer Härtewert nach Vickers von ca. 370 HV, für die S-MD 55Z von ca. 530 HV und für die S-MD 25 von ca. 540 HV. Die einzelnen Versuchsergebnisse der Kraft-Eindringtiefen der Einzelversuche und

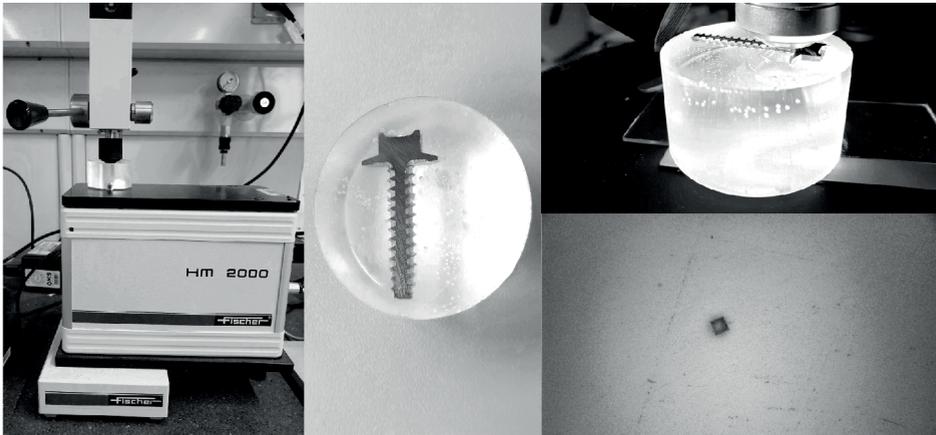


Bild C-2: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Schraubenfestigkeit der S-MD 25

die Mittelwertkurven zur Bestimmung der Härtewerte nach Vickers können den Bildern C-3, C-4 und C-5 entnommen werden.

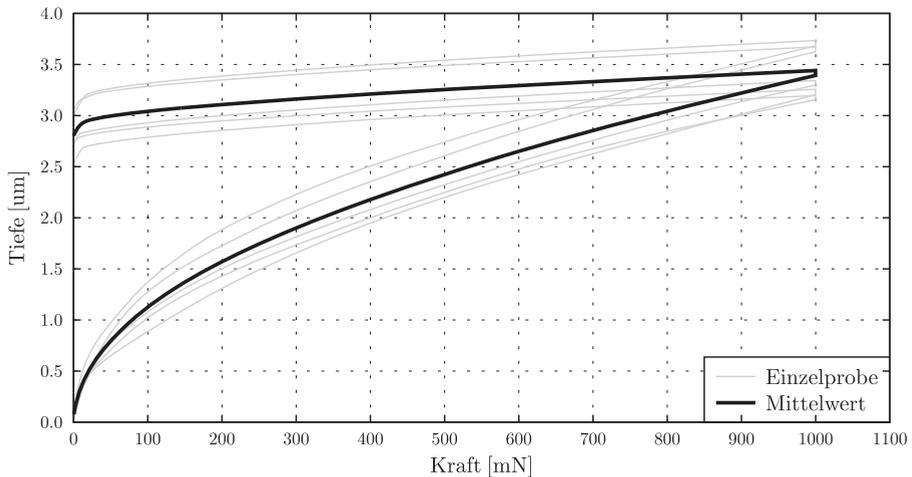


Bild C-3: Kraft-Eindringtiefe-Kurven - Hilti SBS S-MD 55S 5,5 x 52

Für die ermittelten Härtewerte nach Vickers konnten in der Literatur nur ähnliche Materialien gefunden werden. Dem Härtewert nach Vickers von 370 HV kommt das Material 1.7218 (25CrMo4) mit 430 HV am nächsten. Das Material hat eine Zugfestigkeit von 900 bis 1.100 N/mm^2 und eine Streckgrenze von 700 N/mm^2 .

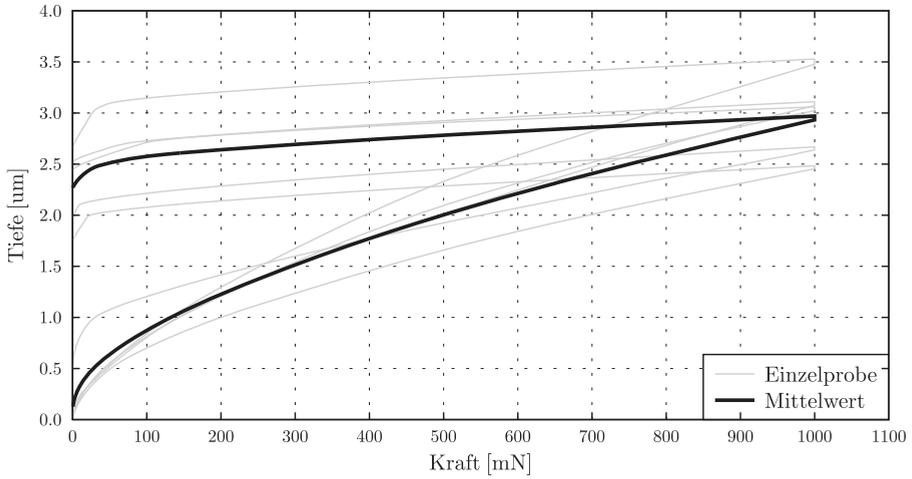


Bild C-4: Kraft-Eindringtiefe-Kurven - Hilti SBS S-MD 55Z 5,5 x 52

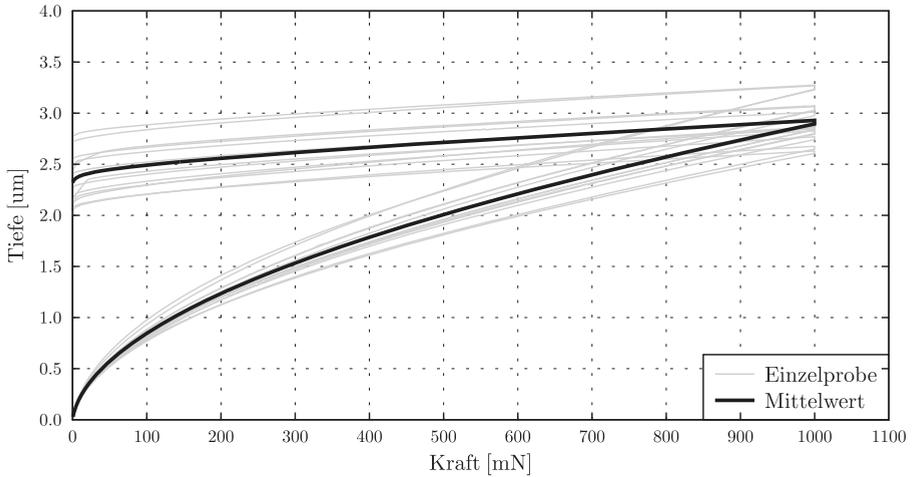


Bild C-5: Kraft-Eindringtiefe-Kurven - Hilti SBS S-MD 25 GZ 5,5 x 40

Den Härtewerten nach Vickers von 530 HV und 540 HV kommt das Material 1.7220 (34CrMo4) mit 510 HV am nächsten. Das Material weist eine Zugfestigkeit von 1.000 bis 1.200 N/mm^2 und eine Streckgrenze von 800 N/mm^2 auf.

In den Zulassungen [R3] und [25] sind für die Selbstbohrschrauben charakteristische Abschertragfähigkeiten angegeben. Für die S-MD 25 beträgt die Abschertragfähigkeit 7,69 kN [25], für die S-MD 55S 6,9 kN [R3] und für die S-MD 55Z 9,1 kN [R3]. Die zulässige Abschertragfähigkeit für Schrauben kann mit Gleichung

C.1 gemäß [N9] ermittelt werden.

$$F_{v,Rk} = \alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A_{s,nom} \quad (C.1)$$

Durch Umstellung der Formel nach der Zugfestigkeit kann überprüft werden, ob die ermittelten Zugfestigkeiten und Streckgrenzen über die Härtewerte nach Vickers plausibel sind. Der Parameter α_v wird für eine Schraubenfestigkeitsklasse 10.9 mit 0,5 angenommen, weil dieser Wert auf einer charakteristischen Zugfestigkeit von 1000 N/mm^2 beruht und den ermittelten Werten von 900 N/mm^2 bis 1200 N/mm^2 am nächsten kommt. Der Spannungsquerschnitt wurde für die Schrauben nach Gleichung C.2 ermittelt.

$$A_{s,nom} = \left(\frac{\pi}{4} \cdot \left(\frac{d_2 + d_3}{2} \right)^2 \right) \quad (C.2)$$

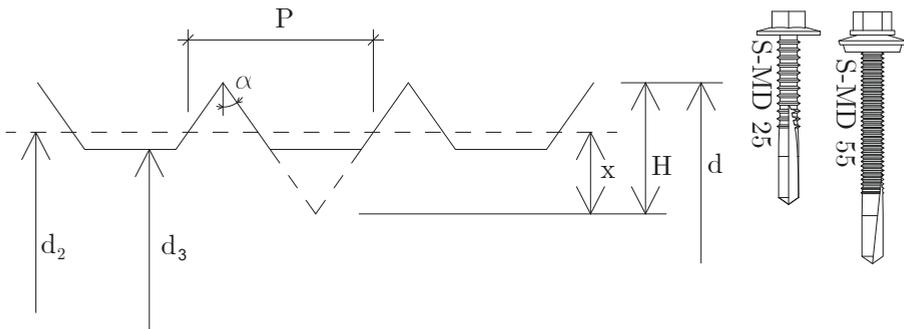


Bild C-6: Ermittlung des Spannungsquerschnitts der SBS

Der Kerndurchmesser des Schraubengewindes d_3 ist aus den Zulassungen bekannt und der Flankendurchmesser des Schraubengewindes d_2 muss aus der Geometrie ermittelt werden. Dazu sind in Bild C-6 die wichtigsten Parameter dargestellt und in Tabelle C-3 die Zahlenwerte entnommen. Der Gewindedurchmesser und der Kerndurchmesser des Schraubengewindes weichen zwischen der Zulassung und der 3D-Zeichnung des Herstellers voneinander ab. Es wird mit den graphisch ermittelten Werten gerechnet, damit die Zahlenwerte übereinstimmen. Einige Angaben wie z.B. der Winkel des Gewindes sind in der Zulassung nicht enthalten und können nur graphisch ermittelt werden.

Für die S-MD 25 ergibt sich eine Zugfestigkeit f_{ub} von 1075 N/mm^2 und liegt damit im erwarteten Bereich von 1000 N/mm^2 bis 1200 N/mm^2 . Für den S-MD 55S ergibt sich eine Zugfestigkeit f_{ub} von 913 N/mm^2 und liegt damit ebenfalls

Tabelle C-3: Ermittlung der Selbstbohrschraubenzugfestigkeit

	S-MD 25	S-MD 55S	S-MD 55Z
P [mm]	1,80		1,05
d [mm]	5,40		5,37 ^a
d_3 [mm]	4,10		4,14 ^a
H [mm]	1,28		0,78
α [°]	35,30		34,00
$A_{s,nom}$ [mm ²]	14,30		15,10
$F_{v,Rk}$ [kN]	7,69	6,9	9,1
Parameter $\alpha_v = 0,5$ für SFK 10.9			
f_{ub} [N/mm ²]	1.075	913	1.205
HV aus Versuch	540	370	530
ähnlicher HV	510	430	510
$f_{ub,HV}$ [N/mm ²]	1000 ÷ 1200	900 ÷ 1100	1000 ÷ 1200
$f_{yb,HV}$ [N/mm ²]	800	700	800

^aabweichend zu [R3] graphisch ermittelt

im erwarteten Bereich von 900 N/mm^2 bis 1100 N/mm^2 und für die S-MD 55Z ergibt sich eine Zugfestigkeit f_{ub} von 1205 N/mm^2 und liegt damit leicht außerhalb des erwarteten Bereichs von 1000 N/mm^2 bis 1200 N/mm^2 .

Für S-MD 55S wurde die Zugfestigkeit für einen Härtewert nach Vickers von 430 HV statt der ermittelten 370 HV angegeben. Es ist daher naheliegend, dass die über die Abschertragfähigkeit ermittelte Zugfestigkeit im unteren Bereich liegen sollte. Dies ist mit 913 N/mm^2 der Fall. Für S-MD 55Z wurde die Zugfestigkeit für einen Härtewert nach Vickers von 510 HV statt der ermittelten 530 HV angegeben. Es ist daher naheliegend, dass die über die Abschertragfähigkeit ermittelte Zugfestigkeit im oberen Bereich liegen sollte. Dies ist mit 1205 N/mm^2 der Fall. Für die S-MD 25 wurde die Zugfestigkeit für einen Härtewert nach Vickers von 510 HV statt der ermittelten 540 HV angegeben. Es ist daher naheliegend, dass die über die Abschertragfähigkeit ermittelte Zugfestigkeit wie bei der S-MD 55Z im oberen Bereich liegen sollte. Dies ist mit 1075 N/mm^2 nicht der Fall. Dies kann daran liegen, dass der Parameter α_v für die große Steigung P von 1,8 mm nicht geeignet ist. Außerdem kann die große Steigung auch dazu führen, dass mit der Fläche des Kerndurchmessers anstatt mit der Spannungsquerschnittsfläche gerechnet werden muss. Gleichung C.1 geht von Schrauben mit einem Gewinde nach [N13] aus. Dort wird für einen Außendurchmesser von 5,5 mm eine Steigung von 0,5 mm angenommen. Dieser Wert ist weit entfernt von den 1,8 mm für die

S-MD 25. Bei einer Kernfläche von $13,2 \text{ mm}^2$ ergäbe sich eine Zugfestigkeit von 1165 N/mm^2 .

C.3 Ergebnisse numerische Untersuchungen an den Eckverbindungen

Die Ergebnisse für K1-100 sind in Kapitel 5.3.8 dargestellt, für die übrigen Varianten sind die Ergebnisse der Momenten-Rotations-Kurven aus der numerischen Untersuchung, der experimentellen Versuche als Mittelwertkurve dieser Versuche sowie die Grenzen zur Klassifizierung nach der Steifigkeit in den Bildern dieses Kapitels dargestellt.

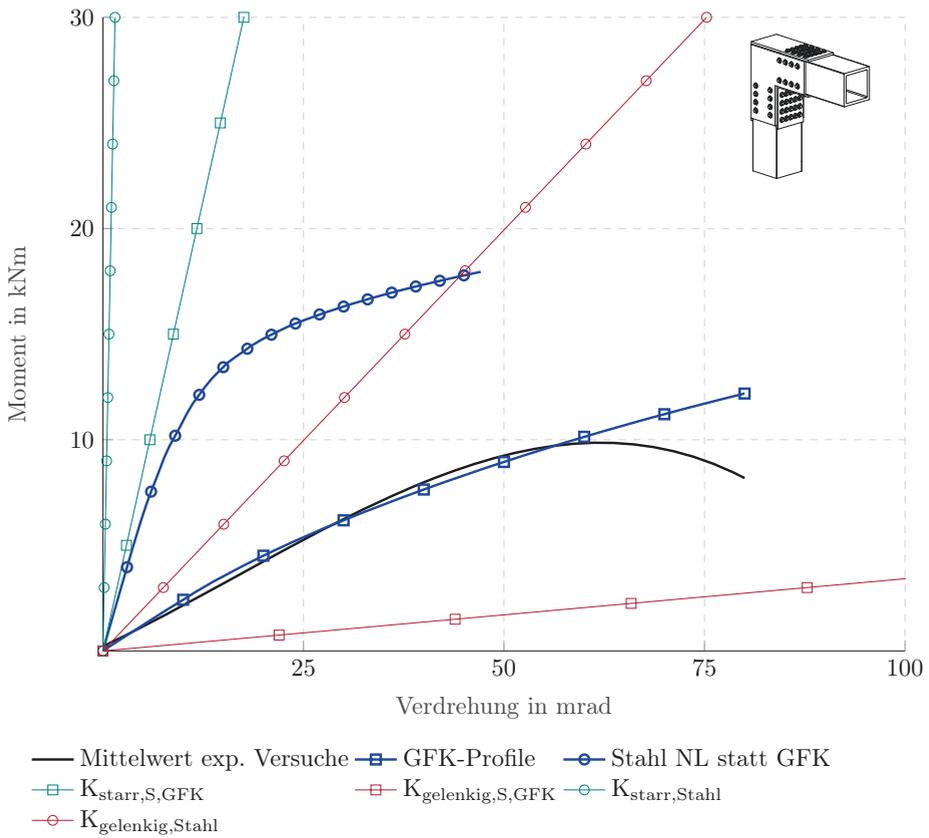


Bild C-7: K2-100: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

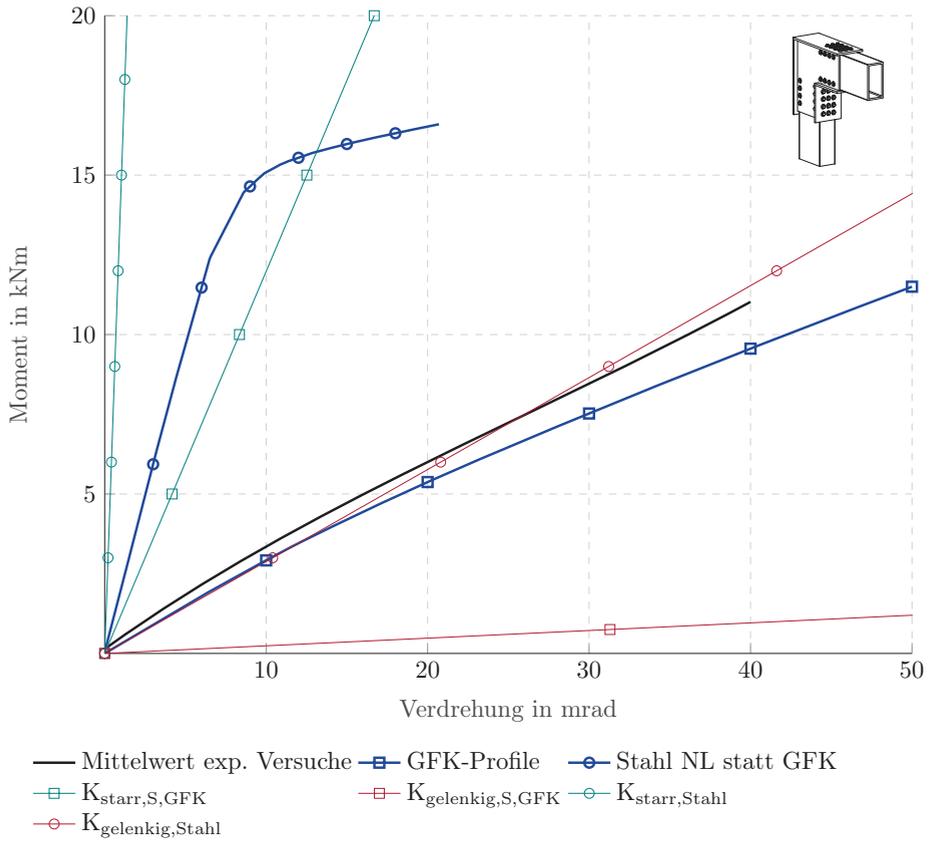


Bild C-8: K1-120: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

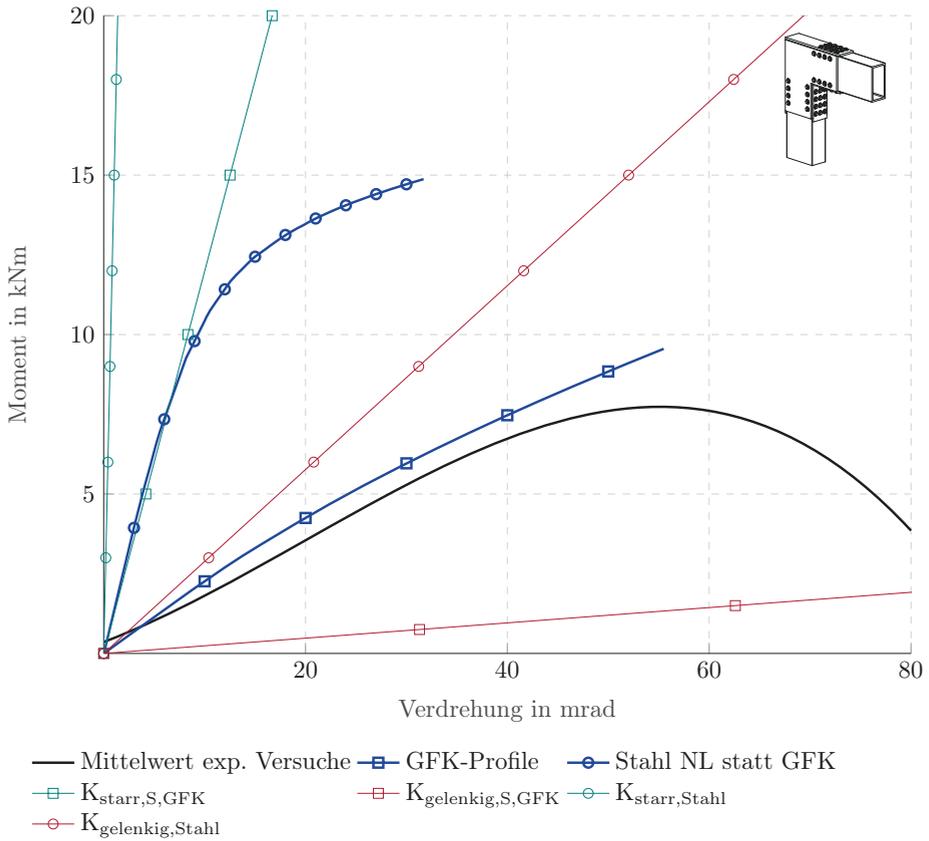


Bild C-9: K2-120: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

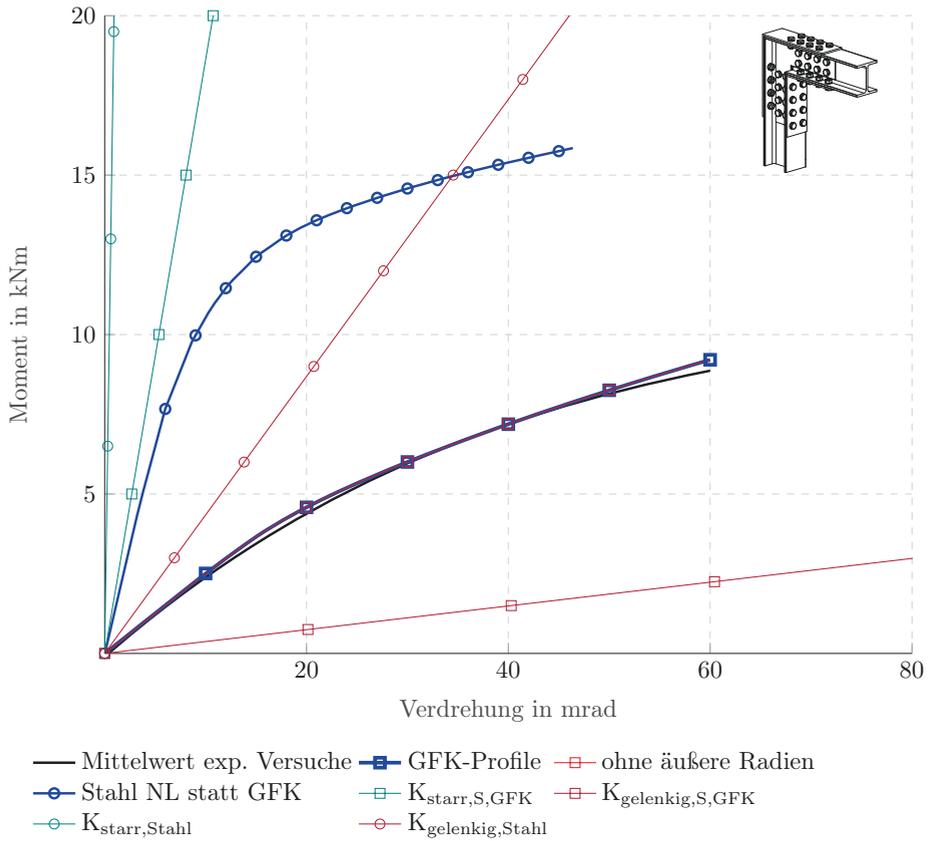


Bild C-10: I1-120: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

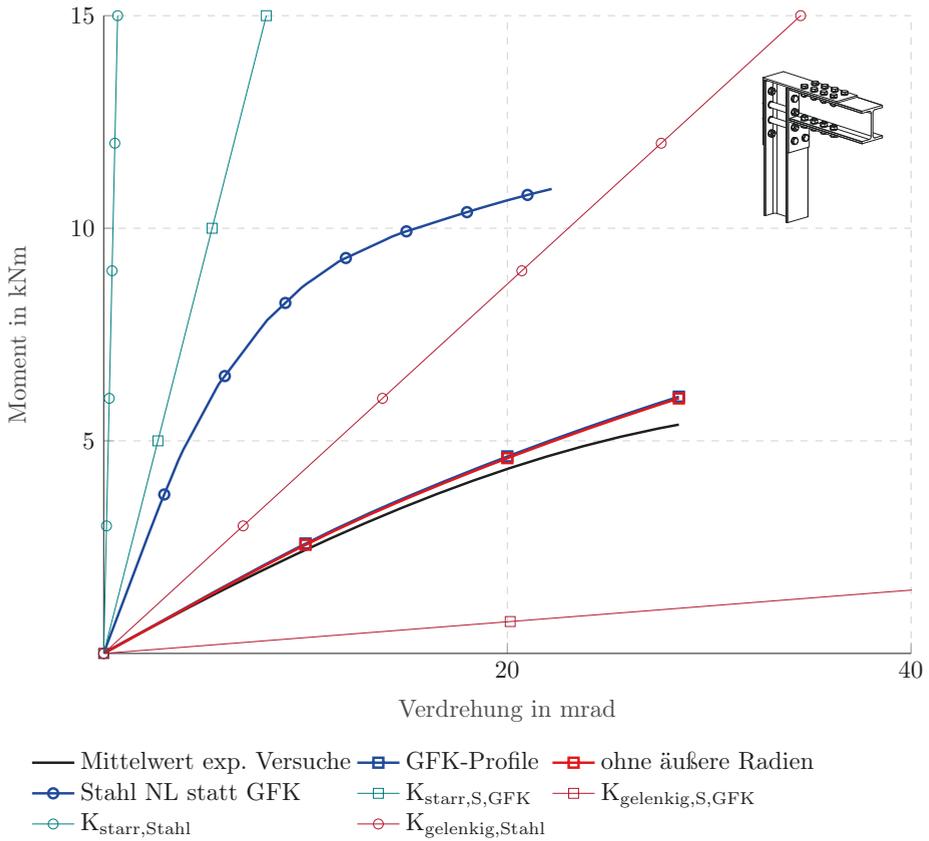


Bild C-11: I2-120: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

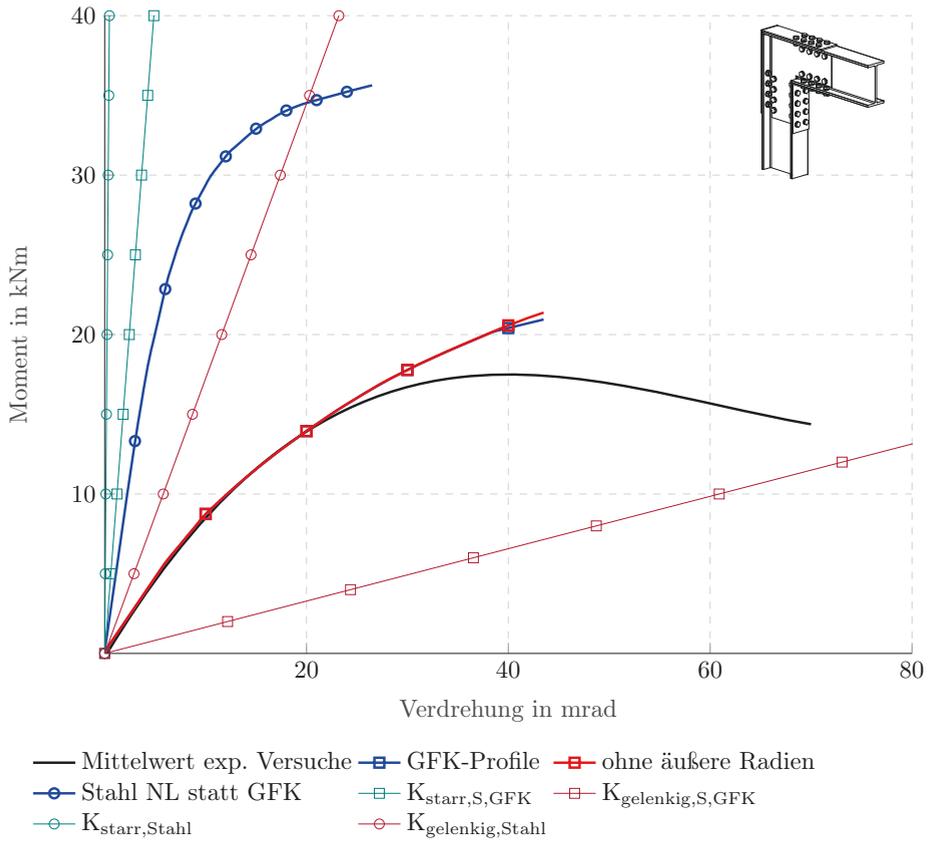


Bild C-12: I1-200: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

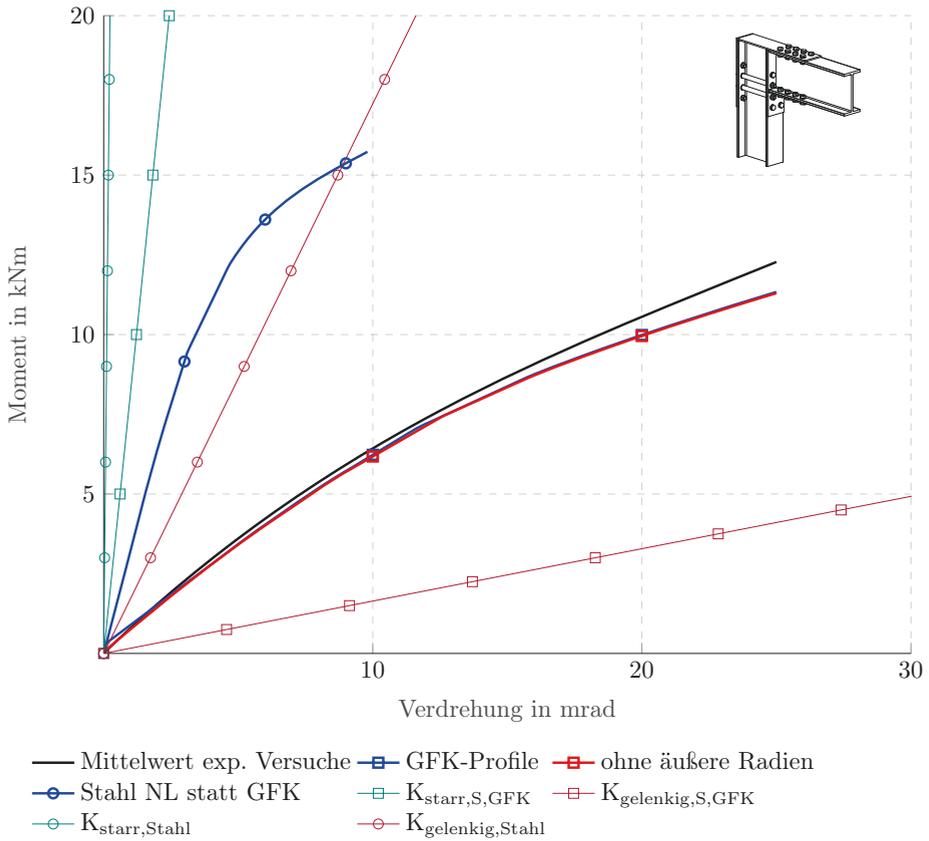


Bild C-13: I2-200: Vergleich M-R-Charakteristik experimentelle Versuche und numerische Untersuchung

D Verzeichnisse

D.1 Quellenverzeichnis

D.1.1 Normen

- [N1] DIN 9021 (1990-03): *Scheiben*.
- [N2] DIN 976-1 (2016-09): *Mechanische Verbindungselemente - Gewindebolzen*. - Teil 1: Metrisches Gewinde.
- [N3] DIN EN 1090-2 (2018-09): *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken*. - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken.
- [N4] DIN EN 13706-1 (2003-02): *Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile*. - Teil 1: Bezeichnung.
- [N5] DIN EN 13706-2 (2003-02): *Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile*. - Teil 2: Prüfverfahren und allgemeine Anforderungen.
- [N6] DIN EN 13706-3 (2003-02): *Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile*. - Teil 3: Besondere Anforderungen.
- [N7] DIN EN 14399-4 (2015-04): *Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau*. - Teil 4: System HV - Garnituren aus Sechskantschrauben und -muttern.
- [N8] DIN EN 1993-1-1 (2010-12): *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten*. - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.
- [N9] DIN EN 1993-1-8 (2010-12): *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten*. - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen.
- [N10] DIN EN ISO 14125 (2011-05): *Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften*.
- [N11] DIN EN ISO 527-4 (1997-07): *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 4: Prüfbedingungen für isotrope und anisotrope faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*.
- [N12] DIN EN ISO 7089 (2000-11): *Flache Scheiben*.
- [N13] DIN ISO 724 (2010-01): *Metrische ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung - Grundmaße*.

D.1.2 Richtlinien

- [R1] ASCE. *Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LFRD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures*. 2010.

- [R2] Ascione, L., Caron, J.-F., Godonou, P. u. a. *Prospect for new guidance in the design of FRP*. EUR 27666 EN. DOI: 10.2788/22306.
- [R3] ETA-10/0182 (2013): *Europäische Technische Zulassung: Befestigungsschrauben für Metallbauteile und Bleche*, Hilti AG. Deutsches Institut für Bautechnik.
- [R4] ETA-10/0182 (2018): *Europäische Technische Zulassung: Befestigungsschrauben für Metallbauteile und Bleche*, Hilti AG. Deutsches Institut für Bautechnik.
- [R5] ETA-10/0182 (2019): *Europäische Technische Bewertung: Befestigungsschrauben für Metallbauteile und Bleche*, Hilti AG. Deutsches Institut für Bautechnik.

D.1.3 Weiterführende Literatur

- [1] Altenbach, H., Altenbach, J. und Rikards, R. *Einführung in die Mechanik der Laminat- und Sandwichtragwerke; Modellierung und Berechnung von Balken und Platten aus Verbundwerkstoffen*. 1. Ausgabe Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1996.
- [2] ANSYS Inc. *Produktversion Release 19.0*. Canonsburg, PA, 2017.
- [3] ANSYS, Inc., Hrsg. *ACP User's Guide*. Middelfart, Dänemark, 2019.
- [4] Aramis. *Benutzerinformation Hardware - ARAMIS 5M (variable Basis)*. Hrsg. von G. GOM GmbH G.
- [5] Ascione, F., Lamberti, M., Razaqpur, A. G. u. a. „Strength and stiffness of adhesively bonded GFRP beam-column moment resisting connections“. In: *Composite Structures* 160 (2017), S. 1248–1257.
- [6] AVK - Industrievereinigung Verstärkter Kunststoffe e.V. *Handbuch Faserverbund Kunststoffe/Composites: Grundlagen Verarbeitung Anwendungen*. 4. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [7] Azzi, V. D. und Tsai, S. W. „Anisotropic strength of composites“. In: *Experimental Mechanics* 5 (1965), S. 283–288.
- [8] Bank, L. C., Mosallam, A. S. und Gonsir, H. E. „Beam-to-column connections for pultruded FRP structures“. In: *Proceedings of the First Materials Engineering Congress*. 1990, S. 804–813.
- [9] Bank, L. C., Mosallam, A. S. und McCoy, G. T. „Design and Performance of Connections for Pultruded Frame Structures“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 13.3 (1994), S. 199–212.
- [10] Bank, L. C., Yin, J., Moore, L. u. a. „Experimental and Numerical Evaluation of Beam-to-column Connections for Pultruded Structures“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 15.10 (1996), S. 1052–1067.

-
- [11] Bank, L.C., Mosallam, A.S. und McCoy, G.T. „Make Connections Part of Pultruded Frame Design“. In: *Modern plastics international : the global plastics magazine* 22 (1992), S. 34–36.
- [12] Baur, E., Brinkmann, S., Osswald, T.A. u. a. *Saechtling Kunststoff Taschenbuch*. 31. Ausgabe München: Carl Hanser Verlag, 2013.
- [13] Bau-Überwachungsverein. *Tragende Kunststoffbauteile im Bauwesen. Entwurf - Bemessung - Konstruktion*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2020.
- [14] Bedford Reinforced Plastics, Hrsg. *Structural Products*. 2014.
- [15] Beyer, J. *Simulation des Faseraufbaus und Werkstoffprüfung einer GFK-Platte mittels der FE-Methode*. unveröffentlichte Bachelorthesis, HafenCity Universität (HCU) Hamburg. 2019.
- [16] Brenken, B. *Faserverbundwerkstoffe Herstellung & Anwendungsbeispiele*. Composites United e.V., <https://www.youtube.com/watch?v=2aoRm3o4OB4>, Zugriff am 16.03.2022.
- [17] Carrion, J. E., LaFave, J. M. und Hjelmstad, K. D. „Experimental behavior of monolithic composite cuff connections for fiber reinforced plastic box sections“. In: *Composite Structures* 67.3 (2005), S. 333–345.
- [18] Creative Pultrusion, INC., Hrsg. *The Pultex Pultrusion Design Manual of Standard and Custom Fiber Reinforced Polymer Structural Profiles*. Bd. 5, Revision 6. 2017.
- [19] Cuntze, R. *Fachbegriffe für Kompositbauteile – Technical terms for composite parts; Glossar für Bauwesen und Maschinenbau – Glossary for civil and mechanical engineering*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2019.
- [20] Cuntze, R. „The predictive capability of Failure Mode Concept-based Strength Conditions for Laminates composed of UD Laminae under Static Tri-axial Stress States“. In: *Part A of the WWFE-II. Journal of Composite Materials* 46 (2012), S. 2563–2594.
- [21] Cuntze, R., Deska, R., Szelinski, B. u. a. *Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise für unidirektionalen Faserkunststoffverbund unter mehrachsiger Beanspruchung - Modellbildung und Experimente -*. Bd. 5: Grund- und Werkstoffe. 506. Forschungsberichte VDI, BMBF-Förderkennzeichen: 03N8002, Abschlußbericht, Düsseldorf: VDI Verlag GmbH, 1997.
- [22] Dato, M. H. *Mechanics of fibrous composites*. 1. Ausgabe London und New York: Elsevier Science Publishers Ltd, 1991.
- [23] Dorau, J. *Numerische Untersuchung einer Eckverbindung aus GFK-Hohlprofilen mit Stahlfügebauteilen*. unveröffentlichte Masterthesis, HafenCity Universität (HCU) Hamburg. 2020.

- [24] Ehrenstein, G.W. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. 2., völlig überarbeitete Aufl. München Wien: Carl Hanser Verlag, 2006.
- [25] ETA-10/0182 (2018): *Europäische Technische Zulassung: Befestigungsschrauben für Metallbauteile und Bleche*, Hilti AG. Deutsches Institut für Bautechnik.
- [26] Feldmann, A. *Optimierung und numerische Simulation von Eck-Konstruktionen bestehend aus GFK-I-Profilen und Stahlfügebauteilen mit der Methode der finiten Elemente*. unveröffentlichte Masterthesis, HafenCity Universität (HCU) Hamburg. 2021.
- [27] Fiberline Composites A/S, Hrsg. *Bemessungshandbuch: Bemessung und Konstruktion von Tragwerken aus pultrudierten glasfaserverstärkten Kunststoffprofilen der Firma Fiberline Composites A/S*. Middelfart, Dänemark, 2014.
- [28] Gehmert, C. „Neue Verbindungstechnologien für pultrudierte Profile aus glasfaserverstärktem Kunststoff“. Diss. HafenCity Universität Hamburg, 2017.
- [29] Griffith, A.A. *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*. 1920.
- [30] Halpin, J. C. und Pagano, N. J. „The Laminate Approximation for Randomly Oriented Fibrous Composites“. In: *Journal of Composite Materials* 3 (1969), S. 720–724.
- [31] Hart-Smith, L. J. „Predictions of a generalized maximum-shear-stress failure criterion for certain fibrous composite laminates“. In: *Composite Science and Technology* 42.3 (1998), S. 281–290.
- [32] Hashin, Z. „Failure criteria for unidirectional fiber composites“. In: *Journal of Applied Mechanics* 47 (1980), S. 329–334.
- [33] *A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals*. Bd. 193. Royal Society, 1948, S. 281–297.
- [34] Hilti AG. *Katalog Innovative Produkte und Serviceleistungen*. Schaan, LI, 2017-09.
- [35] Hoffman, O. „The Brittle Strength of Orthotropic Materials“. In: *Journal of Composite Materials* 1 (1967), S. 200–206.
- [36] Jones, R. M. *Mechanics of Composite Materials*. 2. Aufl. Taylor und Francis Group, New York, 1999.
- [37] Knops, M. *Analysis of Failure in Fiber Polymer Laminates; The Theory of Alfred Puck*. 1. Aufl. Berlin Heidelberg New York: Springer, 2008.

- [38] Kopp, J. W. *Zur Spannungs- und Festigkeitsanalyse von unidirektionalen Faserverbundkunststoffen (Contribution to the Stress and Strength Analysis of Unidirectionally Fibre Reinforced Plastics)*. Bd. 99. Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV), RWTH Aachen, 2000.
- [39] Krebs, D. „Grundlagen der Pultrusion zur Fertigung von FV-Bauteilen für die Anforderungen der automobilen Großserie“. Diss. Fakultät für Maschinenbau am Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2018.
- [40] Kretz, J. „Anschlüsse nach DIN EN 1993-1-8 Teil 1: Allgemeine Grundlagen zur Anschlussbemessung / Komponentenmethode“. In: *mb-news* 4 (2017), S. 12–21.
- [41] Luening, L. *Nummerische Simulation geschraubter Scherlochleibungsverbindungen für GFK-Profile mit der Methode der finiten Elemente*. unveröffentlichte Masterthesis, HafenCity Universität (HCU) Hamburg, 2018.
- [42] Martins, D., Proença, M., Correia, J. R. u. a. „Development of a novel beam-to-column connection system for pultruded GFRP tubular profiles“. In: *Composite Structures* 171 (2017), S. 263–276.
- [43] Matharu, N. S. und Mottram, J. T. „Plain and threaded bearing strengths for the design of bolted connections with pultruded FRP material“. In: *Engineering Structures* 152 (2017), S. 878–887.
- [44] May, D. *Integrierte Produktentwicklung mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 1. Aufl. Berlin Heidelberg: Springer Vieweg, 2020.
- [45] Mises, R. v. „Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand“. In: *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse* (1913), S. 582–592.
- [46] Mittelstedt, C. und Becker, W. *Strukturmechanik ebener Laminate*. 1. Aufl. Darmstadt: Studienbereich Mechanik, Technische Universität Darmstadt, 2016.
- [47] Mohr, O. „Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials?“ In: *Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure* 24 (1900), S. 1524–1530, 1572–1577.
- [48] Mosallam, A. S. „Stiffness and strength characteristics of PFRP UC/beam-to-column connections“. In: *Composite Material Technology*. Bd. 53. presented at the 16th Annual Energy-Sources Technology Conference und Exhibition, Houston, Texas. New York: ASME, 1993, S. 275–283.
- [49] Mosallam, A. S. und Abdelhamid, M. K. „Dynamic behavior of PFRP Structural Sections“. In: *Composite Material Technology ASME 1993* 53 (1993), S. 37–44.

- [50] Mosallam, A. S., Abdelhamid, M. K. und Conway, J. H. „Performance of Pultruded FRP Connections under Static and Dynamic Loads“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 13.5 (1994), S. 386–407.
- [51] Mottram, J. T. „Determination of Pin-bearing Strength for the Design of Bolted Connections with Standard Pultruded Profiles“. In: *Proc. 4th International Conference on Advanced Composites in Construction (ACIC 2009)*. Chesterfield: NetComposites Ltd, 2009, S. 483–495.
- [52] Mottram, J. T. und Bass, A. J. „Moment-Rotation Behavior of Pultruded Beam-to-Column Connections“. In: *Proceedings of the 12th Structures Congress*. New York: ASCE, 1994, S. 423–428.
- [53] Neitzel, M., Mitschang, P. und Breuer, U. *Handbuch Verbundwerkstoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. 2., aktualisierte und erweiterte Aufl. München: Carl Hanser Verlag, 2014.
- [54] Olshausen, H.-G. und VDI-Gesellschaft Bautechnik, Hrsg. *VDI-Lexikon Bauingenieurwesen*. Berlin Heidelberg: Springer, 1991.
- [55] Oppe, M. „Zur Bemessung geschraubter Verbindungen von pultrudierten faserverstärkten Polymerprofilen“. Diss. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2009.
- [56] Puck, A. „Faser-Kunststoff-Verbunde mit Dehnungs- oder Spannungs-Kriterien auslegen?“ In: *Kunststoffe* 82.5 (1992), S. 431–434.
- [57] Puck, A. *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten, Modelle für die Praxis*. 1. Auflage. München Wien: Carl Hanser Verlag, 1996.
- [58] Puck, A. „Festigkeitsberechnung an Glasfaser/Kunststoff-Laminaten bei zusammengesetzter Beanspruchung; Bruchhypothesen und schichtenweise Bruchanalyse“. In: *Kunststoffe* 59.11 (1969), S. 780–787.
- [59] Puck, A. „Zur Berechnung und Verformung von GFK-Mehrschichtenverbund-Bauelementen“. In: *Kunststoffe* 57.4 (1967), S. 284–293.
- [60] Puck, A., Kopp, J. und Knops, M. „Guidelines for the determination of the parameters in Puck’s action plane strength criterion“. In: *Composites Science and Technology* 62 (2002), S. 371–378.
- [61] Puck, A. und Schürmann, H. „Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models“. In: *Composites Science and Technology* 62 (2002), S. 1633–1662.
- [62] Puthli, R., Ungermann, D., Ummenhofer, T. u. a. *Eurocode 3 Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten : Band 2: Anschlüsse DIN EN 1993-1-8 mit Nationalem Anhang Kommentar und Beispiele*. Hrsg. von b. bauforumstahl. Beuth Verlag, 2015.

- [63] Schürmann, H. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2., bearbeitete und erweiterte Aufl. Berlin Heidelberg: Springer, 2007.
- [64] Siegmund, T. *Experimentelle und numerische Untersuchung einer Eckverbindung aus GFK-Hohlprofilen mit Stahlfügebauteilen*. unveröffentlichte Masterthesis, HafenCity Universität (HCU) Hamburg. 2019.
- [65] Singamsethi, S. K., LaFave, J. M. und Hjelmstad, K. D. „Fabrication and Testing of Cuff Connections for GFRP Box Sections“. In: *Journal of Composites for Construction* 9.6 (2005), S. 536–544.
- [66] Smith, S. J., Parsons, I. D. und Hjelmstad, K. D. „An experimental study of the behavior of connections for pultruded GFRP I-beams and rectangular tubes“. In: *Composite Structures* 42.3 (1998), S. 281–290.
- [67] Smith, S. J., Parsons, I. D. und Hjelmstad, K. D. „Experimental Comparisons of Connections for GFRP Pultruded Frames“. In: *Journal of Composites for Construction* 3.1 (1999), S. 20–26.
- [68] Strongwell Corporation, Hrsg. *Design Manual, Metric, EXTREN® and Other Proprietary Pultruded Products*. Bristol, Virginia, 2010.
- [69] Suter Kunststoffe AG. *Schematische Darstellung einer Pultrusionsanlage*. <https://www.swiss-composite.ch/pdf/I-Pultrusion-Strangziehen.pdf>, Zugriff am 14.02.2023.
- [70] Teschner, R. *Glasfasern*. 3. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2021.
- [71] Trumpf, H. „Stabilitätsverhalten ebener Tragwerke aus pultrudierten faserverstärkten Polymerprofilen“. Diss. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2006.
- [72] Tsai, S. W. und Wu, E. M. „A General Theory of Strength for Anisotropic Materials“. In: *Journal of Composite Materials* 5 (1971), S. 58–80.
- [73] Voegelin, T. „Geschlossener Werkstoffkreislauf - Durchbruch im Recycling von GFK-Abfällen“. In: *Kunststoffextra Die Fachzeitschrift für Werkstoffe - Verarbeitung - Anwendung* 6 (2021), S. 8–9.
- [74] von der Thüsen, M. G. *Große, hochbelastete Biegeträger aus Faser-Kunststoff-Verbunden, Bauweisen, Konstruktion, Fertigung, Krafteinleitung und Verbindungen*. Aachen: Shaker Verlag, 2016.
- [75] Weißbach, W., Dahms, M. und Jaroschek, C. *Werkstoffkunde. Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 19. Aufl. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015.
- [76] Witten, E., Mathes, V., Sauer, M. u. a. *Composites Marktbericht 2018: Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen*. AVK - Industrievereinigung verstärkte Kunststoffe e. V. / Carbon Composites e. V., 2018.

- [77] Yasumura, M. und Kawai, N. „Estimating Seismic Performance of Wood-Framed Structures“. In: *Proceedings. 5th World Conference on Timber Engineering (Montreux)*. 1998, S. 564–571.