

Sandwichelemente als tragende und aussteifende Bauteile

Zur Erlangung des akademischen Grades einer
DOKTOR-INGENIEURIN
von der Fakultät für
Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)
genehmigte
DISSERTATION

von
Dipl.-Ing. Saskia Käpplein
aus Speyer

Tag der mündlichen Prüfung: 14.07.2016

Referent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer
Korreferent: Prof. Dr. sc. techn. Klaus Thiele

Karlsruhe 2016

Kurzfassung

Aufgrund ihrer guten bauphysikalischen Eigenschaften werden Sandwichelemente häufig als Gebäudehülle von Industrie- und Gewerbebauten eingesetzt. Neben der Wärmedämmung übernehmen die Elemente auch die Aufgabe, direkt auf sie einwirkende Lasten an ihre Unterkonstruktion weiterzuleiten. Dabei wirken die Sandwichelemente als einachsig gespannte Biegeträger; sie werden durch Biegemomente und Querkräfte beansprucht. Sandwichelemente haben jedoch, auch wenn sie durch Axialkräfte oder durch Schub in Elementebene beansprucht werden, eine große Tragfähigkeit und Steifigkeit. In der vorliegenden Arbeit werden anhand von experimentellen und numerischen Untersuchungen Ansätze entwickelt, um dies bei der Bemessung rechnerisch berücksichtigen zu können. Dabei werden zum einen herkömmliche Konstruktionen aus auf einer Stahlunterkonstruktion befestigten Sandwichelementen betrachtet. Zum anderen beschäftigt sich die Arbeit mit rahmenlosen Konstruktionen, d.h. mit kleinen Gebäuden oder Gebäudeteilen aus Sandwichelementen, jedoch ohne tragende Unterkonstruktion. In diesen Konstruktionen müssen sämtliche Lasten ausschließlich durch die Sandwichelemente abgetragen werden.

Auf der Grundlage von experimentellen Untersuchungen an Verbindungen von Sandwichelementen werden Ansätze entwickelt, die es ermöglichen die Steifigkeit der Verbindungen und damit die Schubsteifigkeit des Systems aus Sandwichelementen und Verbindungen rechnerisch zu bestimmen. Diese Schubsteifigkeit behindert seitliche Verschiebungen der Unterkonstruktion, was zu einer Erhöhung ihres Knick- und Biegedrillknickwiderstands führt. Außerdem können die Sandwichelemente in Form eines Schubfelds zur Weiterleitung von horizontalen Lasten herangezogen werden. In rahmenlosen Konstruktionen ist dies aufgrund der nicht vorhandenen Unterkonstruktion sogar zwingend erforderlich. Für diese Konstruktionsweise werden die grundlegenden Lastabtragungsmechanismen erörtert. Für einige einfache Systeme werden außerdem Handrechenverfahren entwickelt, die es ermöglichen Schraubenkräfte und Verformungen zu ermitteln.

In rahmenlosen Konstruktionen wirken auf die Sandwichelemente neben den üblichen Biegebeanspruchungen auch Axialkräfte ein. Für diese Art der Beanspruchung werden Bemessungsansätze entwickelt. Dazu werden die vorhandenen Ansätze für biegebeanspruchte Elemente so erweitert, dass auch Axialkräfte sowie die daraus resultierenden Effekte aus Theorie II. Ordnung berücksichtigt werden können. Kriechen des Kernmaterials unter Langzeitlasten wird ebenfalls berücksichtigt. Weiterhin wird gezeigt, dass die Knitterspannung von der Art der Beanspruchung unabhängig ist. Hierfür werden Versuche mit axialer Beanspruchung und numerische Untersuchungen durchgeführt. Neben der globalen Tragfähigkeit wird auch die lokale Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle, wo die Axialkraft in die Sandwichelemente eingeleitet wird, untersucht. Auf der Grundlage von experimentellen und numerischen Untersuchungen wird eine Methode entwickelt, die lokale Tragfähigkeit aus der Knitterspannung abzuleiten.

Abstract

Because of their structural-physical advantages sandwich panels are often used in the envelope of industrial and commercial buildings. In addition to thermal insulation the panels have the function of transferring loads directly acting on them to the supporting structure. The corresponding structural system is a beam; the panels are subjected to bending moments and transverse forces. Even if sandwich panels are loaded by axial or in-plane shear forces, they have a high strength and stiffness. In this thesis based on experimental and numerical investigations models are developed, which enable to take these effects into account. In doing so on the one hand conventional constructions consisting of sandwich panels fixed to a supporting steel structure are considered. On the other hand the thesis deals with frameless structures, i.e. small building or parts of building consisting of sandwich panels without any load bearing supporting structure. In this kind of construction all loads have to be transferred by the sandwich panels themselves.

Based on experimental investigations on fastenings of sandwich panels methods are developed to determine the stiffness of the fastenings by calculation. If this stiffness is known the shear stiffness of the system consisting of sandwich panels and fastenings can be calculated. This shear stiffness restrains the lateral displacement of the supporting structure and therefore leads to an increase of resistance against buckling and lateral torsional buckling. Furthermore sandwich panels can act as a diaphragm and be used to transfer horizontal loads. Because there is no supporting structure this is mandatory for frameless structures. For this kind of construction the basic mechanisms of load transfer are discussed. For some simple systems methods are developed to calculate the fasteners forces and the displacements by hand.

In frameless structures in addition to bending moments the sandwich panels are loaded by axial loads. For this kind of loading a design method is developed. Therefore, the known design method for panels subjected to bending is extended to allow for consideration of axial forces and the resulting effects of second order. Creeping of the core material caused by long-term loads is also taken into account. Furthermore, the independency of the wrinkling stress on the kind of loading is shown. For this purpose buckling and long-term tests with axial load as well as numerical investigations are performed. In addition to the global load bearing capacity the local load bearing capacity at the load introduction area, where the axial forces are introduced into the sandwich panel, is investigated. Based on experimental and numerical investigations a design method is developed to derive the local capacity from the wrinkling stress.

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der Anhänge	V
Abkürzungsverzeichnis	IX
1 Einleitung	1
2 Sandwichelemente	3
2.1 Aufbau von Sandwichelementen	3
2.2 Tragverhalten biegebeanspruchter Sandwichelemente	4
2.3 Bemessungsvorschriften und bauaufsichtliche Regelungen	7
2.4 Verbindungen von Sandwichelementen	8
3 Neue Anwendungsbereiche für Sandwichelemente	13
3.1 Stabilisierung von Bauteilen und Abtrag von horizontalen Lasten	13
3.2 Rahmenlose Konstruktionen	17
4 Beanspruchung durch Schub in Elementebene	21
4.1 Stand der Technik	21
4.1.1 Tragverhalten schubbeanspruchter Sandwichelemente	21
4.1.2 Verfahren zur Ermittlung der Schubsteifigkeit S nach [6]	24
4.1.3 Verbindungssteifigkeit	26
4.1.4 Berücksichtigung schubbeanspruchter Sandwichelemente bei der Bemessung der Unterkonstruktion	28
4.2 Befestigung von Sandwichelementen auf einer Stahlunterkonstruktion	29
4.2.1 Mechanisches Modell	29
4.2.2 Untersuchung der Einzelsteifigkeiten	30
4.2.2.1 Biegesteifigkeit des Verbindungselements	30
4.2.2.2 Einspannung in die Unterkonstruktion	30
4.2.2.3 Lochleibung in den Deckschichten	33
4.2.2.4 Verdrehbehinderung am Schraubenkopf	39
4.2.3 Einfluss der äußeren Deckschicht	42
4.2.4 Vereinfachtes mechanisches Modell	43
4.2.5 Tragfähigkeit der Verbindung	45
4.3 Steifigkeit von Verbindungen in der Längsfuge	46
4.3.1 Einführung	46
4.3.2 Versuche an Längsstoßverbindungen	47
4.3.3 Auswertung der Versuche	49

4.4	Validierung der Berechnungsansätze	51
4.4.1	Verbindungen zwischen Sandwichelementen und Stahlunterkonstruktionen	51
4.4.2	Verbindungen am Längsstoß	53
4.4.3	Vergleich mit Schubfeldversuchen	55
4.5	Anmerkung zum Sicherheitskonzept	57
5	Abtrag horizontaler Lasten in rahmenlosen Konstruktionen	61
5.1	Vorbemerkungen	61
5.2	Mechanismen für den Lastabtrag	63
5.2.1	Mechanisches Modell	63
5.2.2	Dach mit Beanspruchung in Elementquerrichtung	64
5.2.3	Dach mit Beanspruchung in Elementlängsrichtung	65
5.2.4	Wand ohne Verbindung der Längsfugen	67
5.2.5	Wand mit Verbindungen in den Längsfugen	68
5.3	Handrechenverfahren	70
5.3.1	Vorbemerkung	70
5.3.2	Dach mit Beanspruchung in Elementquerrichtung	70
5.3.3	Dach mit Beanspruchung in Elementlängsrichtung	73
5.3.4	Wand ohne Verbindung der Längsfugen	79
5.3.5	Wand mit Verbindungen in den Längsfugen	81
5.4	Validierung des mechanischen Modells durch Vergleich mit Versuchen	81
6	Axial beanspruchte Sandwichelemente	87
6.1	Vorbemerkungen	87
6.1.1	Allgemeines	87
6.1.2	Kritische elastische Beul- und Knicklasten axial beanspruchter Sandwichelemente	88
6.1.3	Reales Tragverhalten axial beanspruchter Sandwichelemente	91
6.2	Effekte aus Theorie II. Ordnung	93
6.2.1	Einführung	93
6.2.2	Versuche an axial beanspruchten Sandwichelementen	94
6.2.3	Numerische Untersuchungen	101
6.3	Grenzdruckspannung der Deckschichten	105
6.4	Langzeitverhalten	108
6.4.1	Vorbemerkungen	108
6.4.2	Langzeitversuche mit axialer Beanspruchung	110
6.4.3	Auswertung der Langzeitversuche	114
6.4.4	Berücksichtigung von Krieeffekten bei der Schnittgrößenermittlung	118
6.5	Bemessung axial beanspruchter Sandwichelemente	119

7	Einleitung von Drucknormalkräften in Sandwichelemente	123
7.1	Vorbemerkung	123
7.2	Mechanische Grundlagen	124
7.3	Knicklinien für Deckschichten von Sandwichelementen	130
7.3.1	Grundlagen	130
7.3.2	Numerische Untersuchungen	132
7.3.2.1	Knittern in Feldmitte	132
7.3.2.2	Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle	134
7.3.2.3	Auswertung der numerischen Untersuchungen	135
7.3.3	Vergleich mit Versuchsergebnissen	136
7.4	Einfluss der unebenen Schnittkante	140
7.4.1	Experimentelle Untersuchungen	140
7.4.2	Numerische Untersuchungen	145
7.5	Ermittlung der Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle	153
8	Zusammenfassung	155
9	Schrifttum	157
10	Normen	163

Verzeichnis der Anhänge

Anhang A Prüfkörper

A1 Sandwichelemente

A1.1 Übersicht Sandwichelemente

A1.2 Querschnittsfläche und Trägheitsmoment der Deckschichten

A1.3 Werkstoffkennwerte der Deckschichten

A1.4 Werkstoffkennwerte des Kernmaterials

A1.4.1 Festigkeiten

A1.4.2 Module

A1.5 Knitterspannung

A2 Bleche und Hohlprofile für Versuche an Verbindungen

A2.1 Hohlprofile für Biegeversuche

A2.2 Bleche und Flachstähle für Versuche an Verbindungen

A3 Verbindungselemente

A3.1 Übersicht Verbindungselemente

A3.1.1 Anwendungsbereich

A3.1.2 Nennwerte der Geometrie

A3.1.3 Abbildungen

A3.2 Gemessene Geometrie

Anhang B Versuche an Verbindungen

B1 Biegeversuche zur Ermittlung der Steifigkeit der Einspannung in die Unterkonstruktion

B1.1 Versuchsergebnisse

B1.2 Kraft-Wegdiagramme

B2 Lochleibungsversuche

B2.1 Lochleibungstragfähigkeit

B2.2 Anfangssteifigkeit

B2.3 Last-Verschiebungsbeziehung

B2.4 Statistische Auswertung der Last-Verschiebungsbeziehung

B2.5 Kraft-Verschiebungsdiagramme

B3 Versuche an Längsstoßverbindungen

B3.1 Tragfähigkeit der Verbindung

B3.2 Steifigkeit der Verbindung

B3.3 Kraft-Verschiebungsdiagramme

- B4 Versuche an Verbindungen zwischen Sandwichelementen und Stahlunterkonstruktion
 - B4.1 Zusammenstellung der durchgeführten Versuche
 - B4.2 Statistische Auswertung der Versuche
 - B4.3 Vergleich der Steifigkeiten bei $0,75 \cdot V_{Rk}$ und bei $0,5 \cdot V_{Rk}$
 - B4.4 Last-Verschiebungsdiagramme

Anhang C Versuche an axial beanspruchten Sandwichelementen

- C1 Statische Versuche zur Tragfähigkeit bei axialer Beanspruchung
- C2 Langzeitversuche an axial beanspruchten Sandwichelementen
- C3 Langzeitversuche an Sandwichelementen unter Biegebeanspruchung
 - C3.1 Abmessungen und Auflast
 - C3.2 Gemessene Absenkung
 - C3.3 Durchbiegung (Absenkung in Feldmitte abzüglich Absenkung am Auflager)

Anhang D Numerische Untersuchungen an axial beanspruchten Sandwichelementen

- D1 Untersuchungen zur Berechnung nach Theorie II. Ordnung
 - D1.1 Beanspruchung durch Anfangsdurchbiegung und Axialkraft
 - D2.1 Beanspruchung durch Querlast und Axialkraft
- D2 Untersuchungen zur Grenzdruckspannung

Anhang E Versuche zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

- E1 Biegeversuche zur Ermittlung der Knitterspannung
 - E1.1 Sandwichelemente mit einem Kern aus Polyurethan
 - E1.2 Sandwichelemente mit einem Kern aus Mineralwolle
- E2 Versuche zur Lasteinleitung
 - E2.1 Direkte Lasteinleitung über Kontakt
 - E2.2 Versuche an Eckdetail
 - E2.3 Ermittlung der Abminderungsfaktoren aus den Versuchen

Anhang F Numerische Untersuchungen zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

- F1 Berechnungen zur Ermittlung von Knickspannungslinien
 - F1.1 Knittern in Feldmitte
 - F1.2 Versagen an der Lasteinleitungsstelle
- F2 Berechnungen zum Einfluss der unebenen Schnittkante
 - F2.1 Untersuchungen zum Einfluss der Wellenlänge und der Tiefe der Imperfektion

- F2.2 Berechnungen zur Untersuchung des Abminderungsfaktors χ_K
- F2.3 Vergleichsberechnungen zur Untersuchung des Abminderungsfaktors χ_K für Aluminiumdeckschichten

Abkürzungsverzeichnis

Symbole

a	Beulwellenlänge
A	Fläche
b	Breite eines Schubfelds
B	Breite eines Sandwichelements
B_S	Sandwichanteil an der Biegesteifigkeit
c	Abstand zwischen Schraubenpaar, Steifigkeit der Winklerbettung
C_K	Steifigkeit der Verdrehbehinderung durch den Schraubenkopf
C_{sup}	Steifigkeit der Verdrehbehinderung durch den Unterkonstruktion
d	Nenndurchmesser einer Schraube
d_1	Kerndurchmesser eines Schraubengewindes
d_s	Durchmesser am gewindefreien Schaft einer Schraube
D_C	durchgehende Kerndicke (entspricht bei leicht profilierten Elementen e)
e	Exzentrizität, Abstand zwischen den Schwerpunkten der Deckschichten eines Sandwichelements
e_0	Anfangsdurchbiegung, geometrische Imperfektion
E	Elastizitätsmodul
f	Verschiebung
f_{cv}	Schubfestigkeit des Kernmaterials
f_u	Zugfestigkeit
f_y	Dehngrenze
F	Kraft
G	Schubmodul
I	Trägheitsmoment
k	Steifigkeit, Sandwichfaktor
k_F	Lochleibungssteifigkeit an der Deckschicht
k_n	Faktor zur statistischen Auswertung (EN 1990)
k_V	Steifigkeit einer Verbindung
K	Faktor zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften des Kernmaterials
L	Länge, Stützweite
M	Moment
n	Anzahl
N	Normalkraft
N_{cr}	elastische Knicklast

N_{ki}	Knicklast nach Euler
N_{pl}	plastische Normalkraft
P	Auflagerkraft (Mittenaufleger)
S	Schubfeldsteifigkeit
t	Blechdicke, Zeit
T	Temperatur
v	Verschiebung
V	Querkraft, Querkraft in einer Verbindung
V_x	Variationskoeffizient
w	Durchbiegung
x	Abstand, Koordinate
y	Abstand, Koordinate
α	Vergrößerungsfaktor, Imperfektionsbeiwert
α_F	Faktor zur Ermittlung der Lochleibungstragfähigkeit
\varnothing_S	Durchmesser Dichtscheibe
Δ	Differenz
γ	Schubwinkel (Schubfeld), Schubdeformation
γ_F	Lastfaktor
γ_M	Materialsicherheitsfaktor
$\bar{\lambda}$	Schlankheitsgrad
$\bar{\lambda}_{GA}$	Schub schlankheitsgrad
$\bar{\lambda}_{ki}$	Biegeschlankheitsgrad
λ_1	Bezugsschlankheit
ν	Querdehnzahl
σ	Normalspannung
σ_{cr}	elastische Beulspannung
σ_c	Krüppelspannung für ideal ebene Lasteinleitungskante
$\sigma_{c,UE}$	Krüppelspannung für unebene Lasteinleitungskante
σ_w	Knitterspannung
$\sigma_{c,UE}$	Tragfähigkeit der unebenen Lasteinleitungskante
τ	Schubspannung
φ	Verdrehung, Kriechfunktion
φ_t	Kriechfaktor
φ_{St}	Sandwichkriechfaktor
χ	Abminderungsfaktor (Ersatzstabverfahren), Faktor zur Beschreibung des Einflusses der Dicke der Kernschicht
χ_K	Abminderung aufgrund unebener Lasteinleitungskante

Indizes

b	Biegung
c	Krüppeln = Versagen an der Lasteinleitungsstelle
C	Kern
F	Decksicht
F1	äußere Decksicht
F2	innere Deckschicht
G	Eigengewicht, ständige Lasten
i	Index Summation über Elemente
k	Index Summation über Verbindungen, charakteristischer Wert
l	links, linker Längsrand
lt	aufgrund von Dauerlasten
mean	Mittelwert
N	Normalkraft
q	Querrand
r	rechts, rechter Längsrand
R	Widerstand
st	aufgrund kurzzeitiger Beanspruchung
sup	Unterkonstruktion
S	Schnee
SLS	Gebrauchszustand
t	zum Zeitpunkt t
T	Temperatur
u	Verbindung zum Untergrund
ULS	Traglastzustand
v	Schub
V	Verbindung
w	Knittern = Versagen in Feldmitte
W	Wind
0	zum Zeitpunkt t = 0
I	Theorie I. Ordnung
II	Theorie II. Ordnung

1 Einleitung

Im Bauwesen verwendete Sandwichelemente bestehen aus zwei dünnen Deckschichten und einem dazwischenliegenden Kern aus einem wärmedämmenden Material. Aufgrund der niedrigen Dichte des Kernmaterials haben die Elemente bei vergleichsweise großer Tragfähigkeit und Steifigkeit ein geringes Eigengewicht. Da für den Kern Materialien mit geringer Wärmeleitfähigkeit eingesetzt werden, haben Sandwichelemente außerdem sehr gute Wärmedämmeigenschaften. Bei entsprechender Ausführung der Fugen erfüllen Gebäudehüllen aus Sandwichelementen auch die Anforderungen an die Luftdichtigkeit. Ein einziges Bauelement kann also sowohl den Lastabtrag als auch verschiedene bauphysikalische Funktionen übernehmen. Ein weiterer Vorteil von Sandwichelementen ist die schnelle und einfache Montage. Sandwichelemente ermöglichen es daher, sehr wirtschaftliche Gebäudehüllen herzustellen. Insbesondere im Industrie- und Gewerbebau nimmt der Anteil an Sandwichelementdächern und -wänden daher stetig zu. Der sehr guten Wärmedämmeigenschaften wegen werden Sandwichelemente auch sehr häufig beim Bau von Kühlhäusern eingesetzt.

Erfüllen Sandwichelemente die Funktion der Gebäudehülle, tragen sie einwirkende Querlasten, wie Wind und Schnee, auf die Unterkonstruktion ab. Diese Anwendung entspricht dem Stand der Technik. Die Bemessung ist geregelt, alle notwendigen Bemessungsansätze sind verfügbar. Es sind jedoch auch über die Verwendung als Gebäudehülle hinausgehende Anwendungsmöglichkeiten für Sandwichelemente vorhanden: Sandwichelemente können zur Stabilisierung einzelner Bauteile oder zum Aussteifen von ganzen Gebäuden herangezogen werden. Außerdem können Sandwichelemente direkt zum Lastabtrag herangezogen werden, d.h. es wird auf eine Unterkonstruktion oder Teile der Unterkonstruktionen verzichtet. Diese neuen Anwendungsbereiche für Sandwichelemente, die Verwendung als tragende und stabilisierende Bauteile, werden in der vorliegenden Arbeit untersucht und die notwendigen Bemessungsansätze erarbeitet. Dabei wird folgendermaßen vorgegangen:

Zunächst werden in Kapitel 2 das Tragverhalten biegebeanspruchter Elemente sowie die dafür vorhandenen Bemessungsansätzen erläutert. Die in dieser Arbeit untersuchten neuen Anwendungsbereiche für Sandwichelemente werden in Kapitel 3 vorgestellt.

Werden die in ihrer Funktion als Gebäudehülle ohnehin vorhandenen Elemente bei der Bemessung der Unterkonstruktionen berücksichtigt, steigert dies die rechnerische Tragfähigkeit der zur Unterkonstruktion gehörenden Bauteile, wodurch eine wirtschaftlichere Bemessung möglich ist. Einzelne Bauteile wie Pfetten und Wandriegel können durch Sandwichelemente gegen Stabilitätsversagen ausgesteift werden. Außerdem können Sandwichelemente zur Weiterleitung von horizontalen Lasten herangezogen werden und z.B. Verbände ersetzen. In bei-

den Fällen werden die Sandwichelemente durch Schub in Elementebene beansprucht. Untersuchungen hierzu werden in Kapitel 4 vorgestellt.

Ein weiterer Anwendungsbereich ist, kleine Gebäude oder Gebäudeteile nur aus Sandwichelementen zu konstruieren und gänzlich auf eine Unterkonstruktion zu verzichten. Die Sandwichelemente übernehmen dann den Lastabtrag sowie die Stabilisierung der gesamten Konstruktion. Dies führt gegenüber herkömmlichen Stahlrahmenkonstruktionen mit einer Gebäudehülle aus Sandwichelementen zur Einsparung von Material und Montageaufwand. Auch in rahmenlosen Konstruktionen führen horizontale Beanspruchungen zu Schubbeanspruchungen in Elementebene. In Kapitel 5 werden die zugehörigen Lastabtragungsmechanismen vorgestellt und entsprechende Bemessungsverfahren eingeführt.

Vertikale Beanspruchungen erzeugen Axialkräfte in den Wandelementen einer rahmenlosen Konstruktion. Die Bemessung axial beanspruchter Sandwichelemente ist mit den bisher vorhandenen Bemessungsansätzen ebenfalls nicht möglich. In Kapitel 6 werden Untersuchungen zum globalen Tragverhalten sowie ein daraus abgeleitetes Bemessungsverfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeit axial beanspruchter Elemente vorgestellt. Kapitel 7 enthält Untersuchungen zur lokalen Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle, an der die Axialkraft in die Sandwichelemente eingeleitet wird.

In Kapitel 8 werden die Ergebnisse der Arbeit zusammengefasst.

2 Sandwichelemente

2.1 Aufbau von Sandwichelementen

Sandwichelemente bestehen aus zwei dünnen metallischen Deckschichten und einem dazwischen liegenden schubweichen Kern. Abbildung 2.1 zeigt Beispiele für ein Element mit zwei leicht profilierten Deckschichten und für ein Element mit profilierter äußerer Deckschicht.

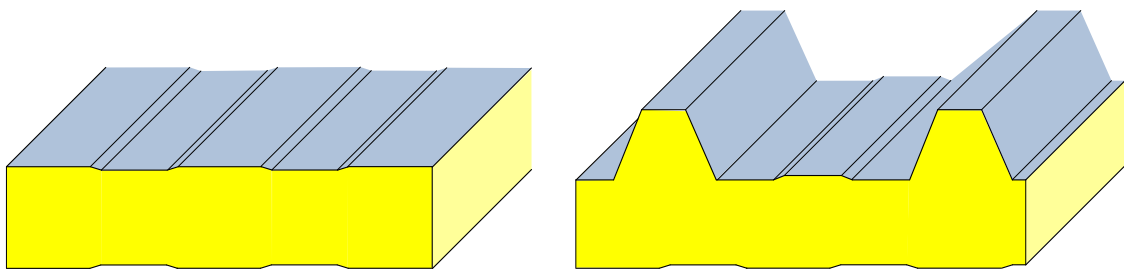


Abbildung 2.1: Beispiel für Sandwichwand- und Sandwichdachelement

Sandwichelemente mit ebenen und leicht profilierten Deckschichten werden vorwiegend als Wandbekleidung eingesetzt. In Abbildung 2.2 sind unterschiedliche Varianten leicht profilierter Deckschichten dargestellt. Entsprechend EN 14509 werden Deckschichten mit Profilierungstiefen bis zu 5 mm als leicht profiliert betrachtet.

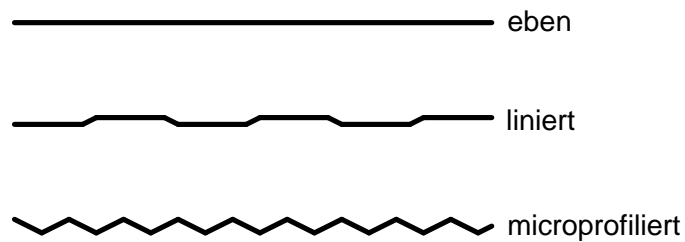


Abbildung 2.2: Beispiele für leicht profilierte Deckschichten

Als Dachelemente werden meist Sandwichelemente mit einer profilierten Deckschicht verwendet, d.h. die äußere Deckschicht wird als Trapez- oder Wellprofil ausgebildet (Abbildung 2.3).

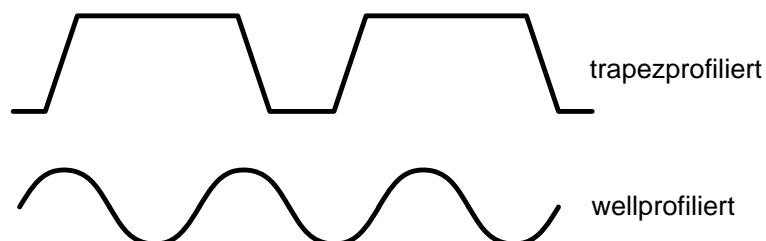


Abbildung 2.3: Beispiele für profilierte Deckschichten

Die Deckschichten bestehen zumeist aus verzinktem und beschichtetem Stahlblech mit Nenn-dicken zwischen 0,40 mm und 0,75 mm. Üblicherweise werden Stähle der Güte S220GD bis S350GD nach EN 10346 verwendet. Einzelne Hersteller produzieren auch Sandwichelemente mit Deckschichten aus Aluminium oder nichtrostendem Stahl.

Für den Kern werden entweder organische Werkstoffe wie Polyurethanschaum (PUR) und expandiertes oder extrudiertes Polystyrol (EPS, XPS) oder Mineralwolle (MW) verwendet, wobei etwa 90% der in Deutschland produzierten Elemente einen Kern aus Polyurethan haben [46]. Sandwichelemente werden in Dicken bis etwa 240 mm produziert. Elemente mit Dicken über 100 mm werden überwiegend beim Bau von Kühlhäusern und Kühlzellen eingesetzt. Die Baubreite von Sandwichelementen beträgt zwischen 1000 mm und 1200 mm. Profilvarianten unterschiedlicher Hersteller können z.B. [56] oder [51] und [66] entnommen werden.

Sandwichelemente werden überwiegend im Hoch- und Industriebau als Gebäudehülle eingesetzt. Sie werden auf einer Unterkonstruktion, z.B. auf einer Rahmenkonstruktion aus Stahl oder Holz, befestigt und übernehmen die Funktion des Raumabschlusses. Als Beanspruchungen wirken Querlasten wie Wind und Schnee auf die Elemente ein und werden über die Elemente an die Unterkonstruktion weitergeleitet. Das statische System entspricht einem Biegebalken; als Schnittgrößen treten nur Biegemomente und Querkräfte auf.

2.2 Tragverhalten biegebeanspruchter Sandwichelemente

Aufgrund der geringen Schubsteifigkeit des Kernmaterials von Sandwichelementen können Schubverformungen bei der Verformungs- und Schnittgrößenermittlung nicht vernachlässigt werden. Daher gilt die sonst im Stahlbau übliche Annahme eben bleibender Querschnitte (Bernoulli-Hypothese) für Sandwichelemente nicht. Schnittgrößen und Verformungen müssen daher unter Berücksichtigung des nachgiebigen Verbunds ermittelt werden. Unterschiedliche Methoden zur Schnittgrößenermittlung sind in der Literatur beschrieben (vgl. [2], [38], [58], [64]). Insbesondere für statisch unbestimmte Systeme, d.h. für Mehrfeldträger, und für Elemente mit profilierter äußerer Deckschicht, für welche sich zusätzlich eine innere statische Unbestimmtheit ergibt, ist die Anwendung dieser Methoden jedoch sehr aufwändig. Für einige einfache Systeme sind, z.B. in EN 14509 und in [29], Formeln zur direkten Ermittlung von Schnittgrößen und Durchbiegungen verfügbar. Außerdem sind verschiedene Näherungslösungen und Bemessungshilfen vorhanden, z.B. [7], [71].

Da Schubverformungen zu berücksichtigen sind, setzt sich die Durchbiegung eines Sandwichelements aus einem Biegeanteil w_b und einem Schubanteil w_v zusammen.

$$w = w_b + w_v = \int \frac{M\bar{M}}{B_s} \cdot dx + \int \frac{V\bar{V}}{G_c A_c} \cdot dx \quad (2.1)$$

Für Elemente mit ebenen oder leicht profilierten Deckschichten kann die Eigenbiegesteifigkeit der Deckschichten vernachlässigt werden. Die Biegesteifigkeit des Sandwichelements entspricht dann dem Sandwichanteil B_s der Biegesteifigkeit, d.h. den Steineranteilen der Deckschichten.

$$B_S = E_F \cdot \frac{A_{F1} \cdot A_{F2}}{A_{F1} + A_{F2}} \cdot D_C^2 \quad (2.2)$$

Die Schubsteifigkeit GA ergibt sich aus dem Schubmodul G_C des Kernmaterials und der zugehörigen Fläche A_C .

Die Dehnsteifigkeit der Deckschichten eines Sandwichelementes ist wesentlich größer als die des Kernmaterials. Normalspannungen wirken daher ausschließlich in den Deckschichten. Abbildung 2.4 zeigt die aufgrund eines Biegemomentes in einem Sandwichelement mit leicht profilierten Deckschichten entstehenden Kräfte und Spannungen. Aufgrund der fehlenden Eigenbiegesteifigkeit der Deckschichten entsteht ein Kräftepaar, welches zu Normaldruck- und Normalzugspannungen in den Deckschichten führt.

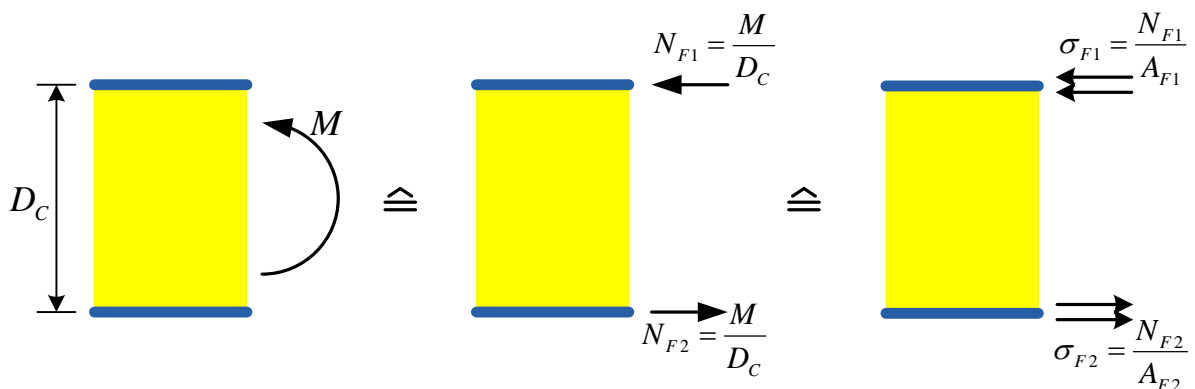


Abbildung 2.4: Abtrag von Biegemomenten in Elementen mit ebenen Deckschichten

Da die ebenen oder leicht profilierten Deckschichten praktisch keine Querkräfte abtragen können, werden diese über Schubspannungen im Kern abgetragen (Abbildung 2.5).

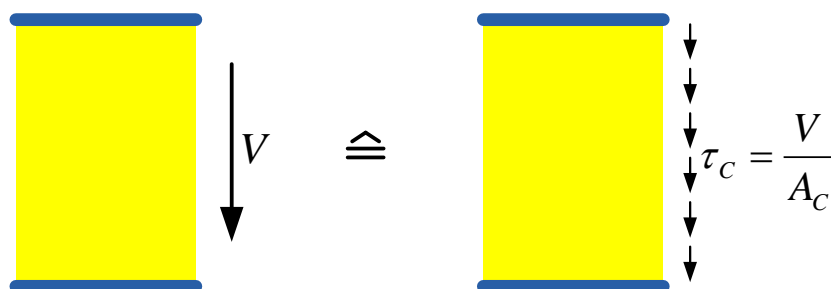


Abbildung 2.5: Abtrag von Querkraften in Elementen mit ebenen Deckschichten

Ist die äußere Deckschicht profiliert, trägt sie auch aufgrund ihrer Eigenbiegesteifigkeit zum Lastabtrag bei. Nur ein Teil M_S eines Biegemomentes wird durch ein Kräftepaar in den Deckschichten, der übrige Anteil M_{F1} wird durch die profilierte äußere Deckschicht abgetragen (Abbildung 2.6). Querkräfte werden zum einen durch den Kern und zum anderen über die Stege der profilierten Deckschicht abgetragen. Diese Aufteilung der Schnittgrößen führt zur

inneren statischen Unbestimmtheit. Ausführliche Erläuterungen zur Ermittlung von Schnittgrößen und Spannungen sind z.B. in [14] und [46] enthalten.

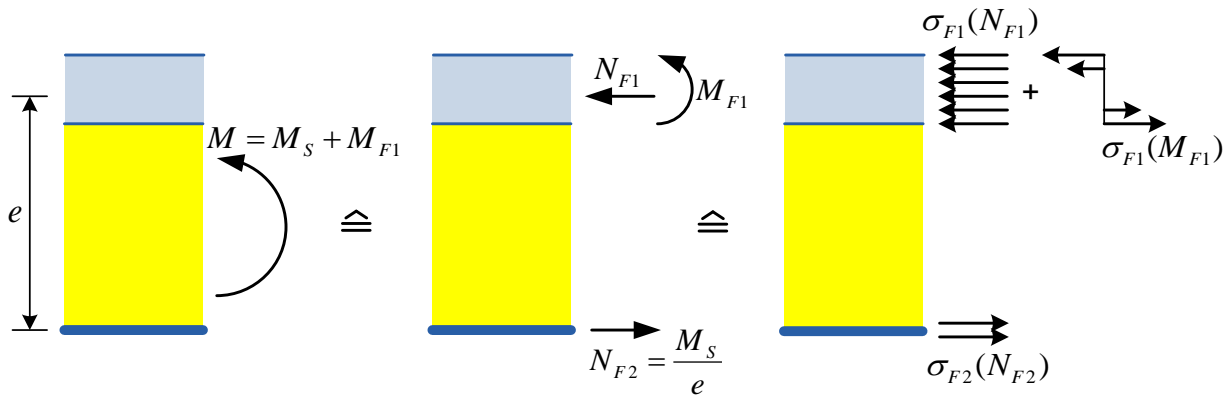


Abbildung 2.6: Abtrag von Biegemomenten in Elementen mit profilierter Deckschicht

Die Biegetragfähigkeit eines Sandwichelements wird meist durch die Normalspannungen in der druckbeanspruchten Deckschicht begrenzt. Die Deckschicht stellt eine auf dem Kern elastisch gebettete druckbeanspruchte Platte dar. Das Stabilitätsversagen der druckbeanspruchten Deckschicht wird als Knittern (Abbildung 2.7), die maximale Druckspannung als Knitterspannung σ_w bezeichnet. Ein Versagen durch Erreichen der Fließgrenze in der zugbeanspruchten Deckschicht wäre theoretisch ebenfalls möglich; dies tritt jedoch, zumindest bei Elementen mit ebenen und leicht profilierten Deckschichten, praktisch nicht auf.



Abbildung 2.7: Knittern einer druckbeanspruchten Deckschicht

Bei Erreichen der Schubfestigkeit f_{cv} des Kernmaterials tritt Versagen durch Schubbruch ein (Abbildung 2.8).

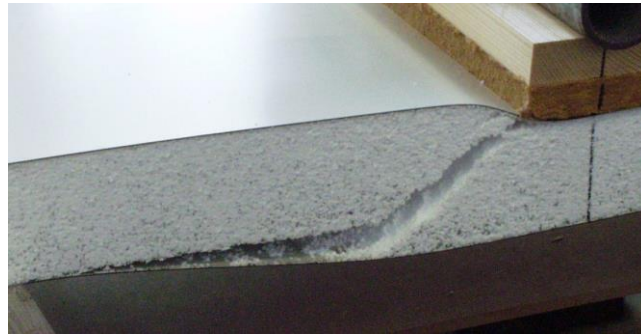


Abbildung 2.8: Schubversagen des Kernmaterials

2.3 Bemessungsvorschriften und bauaufsichtliche Regelungen

Die Bemessung biegebeanspruchter Sandwichelemente ist in Anhang E von EN 14509 geregelt. Sehr ähnliche Bemessungsansätze sind in der ECCS-Empfehlung zur Bemessung von Sandwichelementen [29] zu finden.

Verschiedene zur Bemessung benötigte Tragfähigkeitswerte, wie z.B. die Knitterspannung und die Schubfestigkeit, sowie weitere mechanische Eigenschaften eines Sandwichelements hängen stark von den Eigenschaften des Kernmaterials und von verschiedenen Produktionsparametern ab. Es handelt es sich daher um hersteller- und produktspezifische Kennwerte, die üblicherweise experimentell ermittelt werden. In den werkstoffbezogenen Sicherheitsbeiwerten wird die Varianz eines bestimmten Tragfähigkeitswerts berücksichtigt. Auch hierbei handelt es sich also um produktspezifische Werte. Die für die Bemessung benötigten Kennwerte werden daher üblicherweise durch den jeweiligen Hersteller des Sandwichelements zur Verfügung gestellt und im CE-Zeichen deklariert. In Deutschland werden sowohl die mechanischen Eigenschaften als auch die Teilsicherheitsbeiwerte in „Verwendungszulassungen“ angegeben [45].

EN 14509 und damit auch die Verwendungszulassungen regeln „selbsttragende Sandwichelemente“. Als „selbsttragend“ wird ein Bauteil bezeichnet, das lediglich direkt einwirkende Lasten, wie z.B. Schnee und Wind, an seine Unterkonstruktion weiterleitet. Die Sandwichelemente dienen also dem Raumabschluss und werden planmäßig nur durch Querlasten beansprucht. Entsprechend EN 1993-1-3 werden sie der Konstruktionsklasse III zugeordnet.

Sandwichelemente haben jedoch auch bei Beanspruchung durch Axialkräfte sowie bei Beanspruchung durch Schub in Elementebene eine große Tragfähigkeit und Steifigkeit. Daher können sie neben dem Raumabschluss weitere Aufgaben übernehmen und auch als „tragende“ Bauteile eingesetzt werden. Sie sind dann je nach Anwendung der Konstruktionsklasse I oder II zuzuordnen. Diese neuen im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Anwendungsbereiche sind jedoch nicht durch EN 14509 und die verfügbaren und insbesondere bauaufsichtlich eingeführten Bemessungsregeln abgedeckt.

2.4 Verbindungen von Sandwichelementen

Für die direkte Befestigung von Sandwichelementen auf Stahl- und Holzunterkonstruktionen werden Bohrschrauben oder gewindefurchende Schrauben eingesetzt (Abbildung 2.10). Bei der sogenannten direkten Befestigung werden die Elemente durch die äußere Deckschicht hindurch mit der Unterkonstruktion verschraubt. Die äußere Deckschicht liegt unter der Dichtscheibe, die innere Deckschicht liegt im Bereich des Gewindes (Abbildung 2.9).

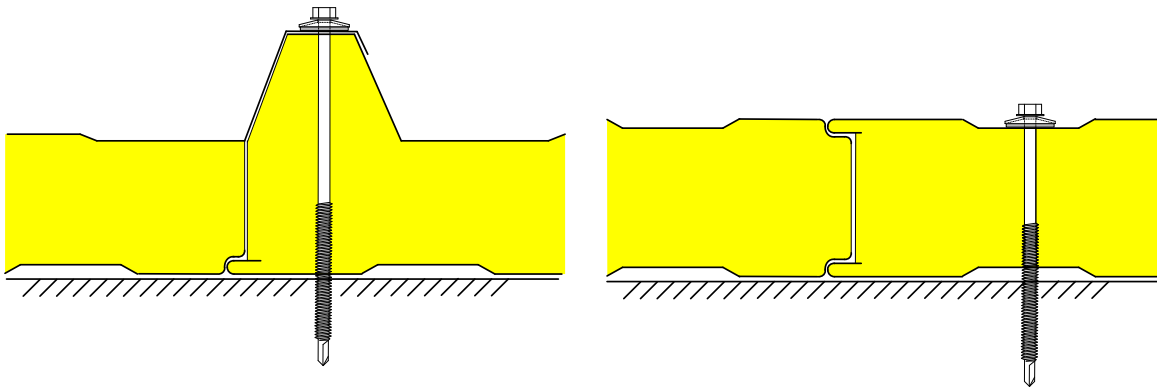
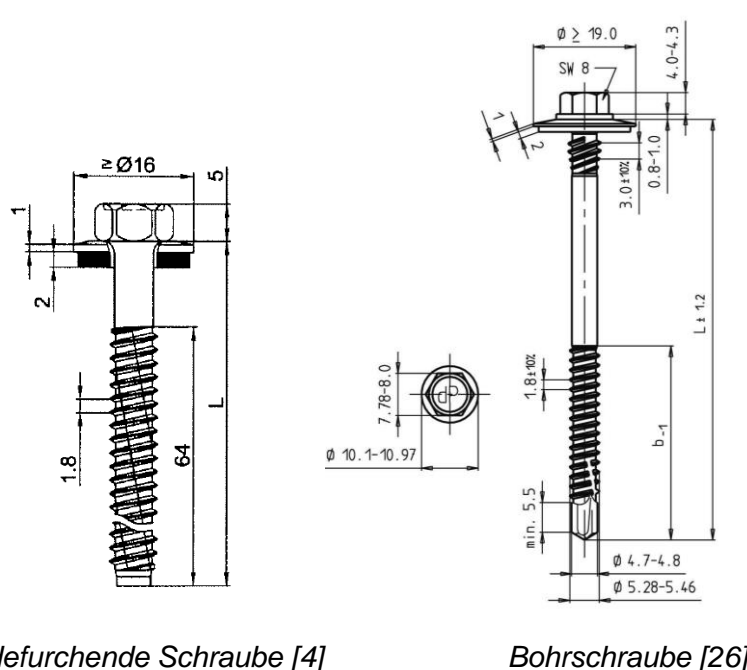


Abbildung 2.9: Direkte Befestigung von Sandwichelementen

Die verwendeten Verbindungselemente bestehen meist aus nichtrostendem Stahl und haben einen Nenndurchmesser von 5,5 mm bis 6,3 mm, vereinzelt kommt auch der Nenndurchmesser 8,0 mm vor. Die Schrauben haben häufig ein zusätzliches Stützgewinde unter dem Kopf. Um dichte Verbindungen zu erhalten werden Dichtscheiben – meist aus nichtrostendem Stahl – mit aufvulkanisiertem EPDM verwendet. Die üblichen Scheibendurchmesser liegen zwischen 16 mm und 22 mm.



Gwindefurchende Schraube [4]

Bohrschraube [26]

Abbildung 2.10: Verbindungselemente zur Befestigung von Sandwichelementen

Insbesondere im Wandbereich werden sichtbare Schraubenköpfe häufig als störend empfunden. Daher werden teilweise indirekte oder verdeckte Befestigungen verwendet. Das Verbindungselement liegt bei dieser Art der Verbindung in der Längsfuge zwischen zwei Elementen. Ein Element wird direkt mit der Unterkonstruktion verschraubt. Das benachbarte Element wird durch Formschluss mit diesem Element verbunden und verdeckt gleichzeitig den Schraubenkopf. Abbildung 2.11 zeigt den prinzipiellen Aufbau einer indirekten Befestigung.

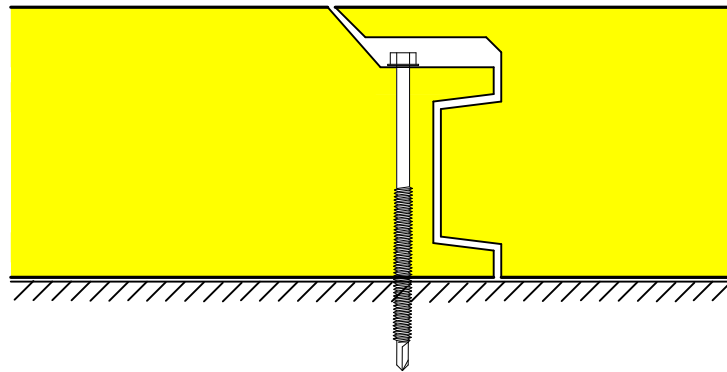


Abbildung 2.11: Prinzip der indirekten Befestigung

Wandelemente werden in ihren Längsfugen üblicherweise lediglich über ein Nut und Feder-System miteinander verbunden (Abbildung 2.12). Zwischen benachbarten Elementen können daher planmäßig keine in Elementebene wirkende Kräfte übertragen werden.

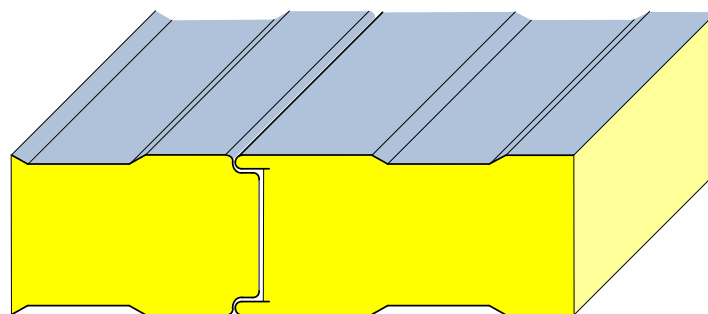


Abbildung 2.12: Längsfuge zwischen zwei Wandelementen

Bei Dachelementen ist es üblich die äußeren Deckschichten miteinander zu verbinden. Dabei wird der freie profilierte Längsrand eines Elementes mit dem benachbarten Element verschraubt (Abbildung 2.13). Hierfür werden meist Bohrschrauben mit Nenndurchmessern zwischen 4,8 mm und 6,3 mm verwendet. Abbildung 2.14 zeigt ein Beispiel einer solchen Bohrschraube. Um die Dichtigkeit der Verbindungen sicher zu stellen, werden Dichtscheiben meist mit Durchmessern zwischen 12 und 14 mm eingesetzt. Zusätzlich werden zwischen den miteinander verschraubten äußeren Deckschichten häufig Dichtbänder angeordnet.

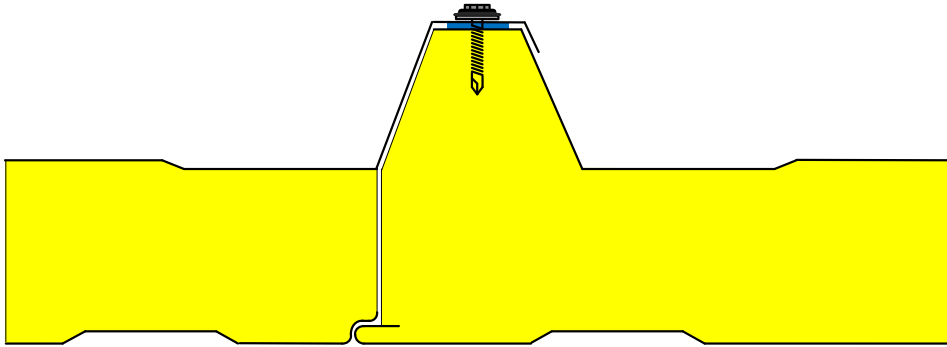


Abbildung 2.13: Verbindung in der Längsfuge von Dachelementen

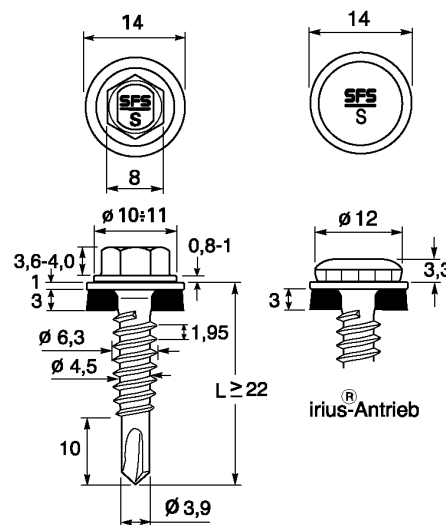


Abbildung 2.14: Bohrschraube für Verbindung in der Längsfuge [20]

Abbildung 2.15 zeigt die unterschiedlichen Versagensmodi einer direkten Befestigung. Wird die Verbindung durch Normalkräfte beansprucht, müssen die beiden Versagensformen Auszug aus der Unterkonstruktion und Durchknöpfen durch die äußere Deckschicht betrachtet werden. Prinzipiell ist auch ein Versagen durch Bruch der Schraube selbst möglich; da die Deckschichten der Elemente vergleichsweise dünn sind, ist dies jedoch praktisch nicht maßgebend. Bei Beanspruchung durch eine Querkraft wird das Versagen der Verbindung durch Langlochbildung in der inneren, an der Unterkonstruktion anliegenden Deckschicht bestimmt. Außerdem müssen Temperaturdifferenzen zwischen innerer und äußerer Deckschicht berücksichtigt werden. Diese führen aufgrund der in beiden Deckschichten unterschiedlichen Temperaturdehnung zu einer Auslenkung des Schraubenkopfes und damit zu einer Biegebeanspruchung der Schraube. Aufgrund von Tag-Nacht-Temperaturwechseln handelt es sich hierbei um eine wiederholte Beanspruchung, welche entweder zum Bruch der Schraube oder zu einer verminderten Auszugstragfähigkeit führen kann. Bei dünnen Unterkonstruktionen kann es außerdem zum Herausdrehen der Schraube aus der Unterkonstruktion und damit zum Lösen der Verbindung kommen.

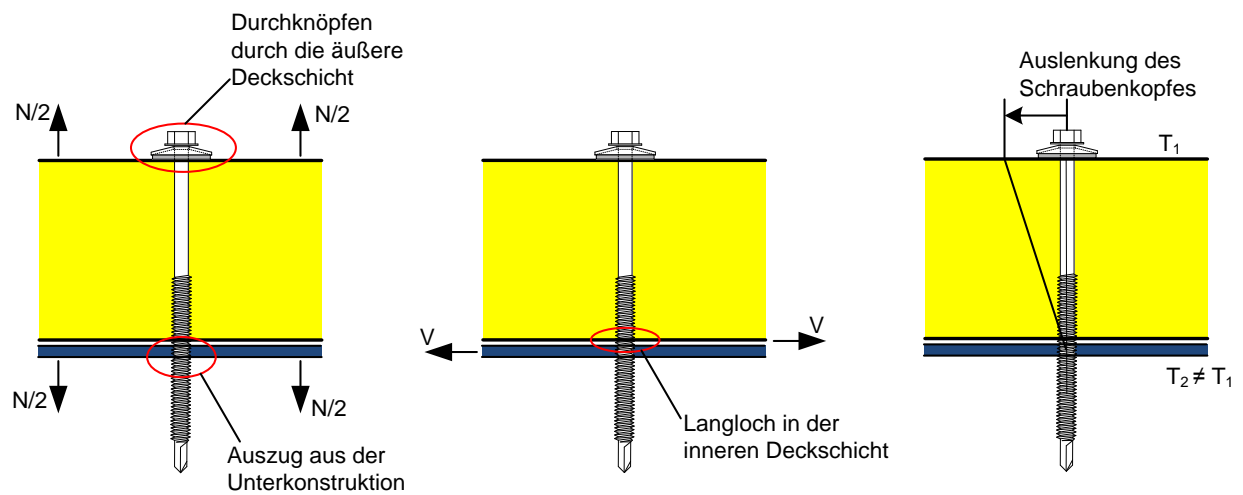


Abbildung 2.15: Versagensmodi von Sandwichbefestigungen

Die Tragfähigkeit direkter Befestigungen von Sandwichelementen auf Unterkonstruktionen aus Stahl oder Holz wird üblicherweise in Versuchen ermittelt. Die Durchführung und die Auswertung der Versuche sind in CUAP 06.02/12 [11] sowie in der ECCS-Empfehlung zur Prüfung von Verbindungen von Sandwichelementen [59] beschrieben. Zur Ermittlung der Längszugtragfähigkeit einer Verbindung werden Auszug- und Durchknöpfversuche durchgeführt. In den Versuchen wird die Traglast ermittelt. Die Querkrafttragfähigkeit wird in Querkzugversuchen bestimmt. Diese Versuche werden bei Erreichen einer Relativverschiebung von 3 mm abgebrochen; für die weitere Auswertung wird die innerhalb dieser Verschiebung maximal erreichte Kraft herangezogen. Die Verformung der Verbindung wird also begrenzt, wodurch im Tragfähigkeitsnachweis implizit auch ein Gebrauchstauglichkeitsnachweis enthalten ist. Aufgrund dieser Begrenzung entstehen unter Gebrauchslasten nur kleine Verformungen. Es treten praktisch keine bleibenden Langlöcher auf [44].

Die experimentell ermittelten charakteristischen Tragfähigkeitswerte der Verbindungen können europäisch technischen Zulassungen, z.B. [23] bis [27], oder der nationalen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-14.4-407 [4] entnommen werden.

Daneben gibt es verschiedene Untersuchungen, die sich mit der rechnerischen Ermittlung der Tragfähigkeit von Verbindungen von Sandwichelementen beschäftigen. Die Auszugstragfähigkeit wurde in [36], die Durchknöpftragfähigkeit in [32], [52] und [53] untersucht. In [54] werden vorhandene Berechnungsansätze zusammenfassend dargestellt und ein Ansatz zur rechnerischen Bestimmung der maximalen Kopfauslenkung vorgestellt.

Auch die Tragfähigkeit von Verbindungen zwischen zwei dünnen Blechen, wie sie an den Längsfugen von Dachelementen vorkommen, wird meist experimentell bestimmt. Versuchsdurchführung und -auswertung sind in [10] und [68] erläutert. Die charakteristischen Tragfähigkeiten können ebenfalls europäisch technischen Zulassungen, z.B. [18] bis [22], oder der nationalen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-14.1-4 [3] entnommen werden.

3 Neue Anwendungsbereiche für Sandwichelemente

3.1 Stabilisierung von Bauteilen und Abtrag von horizontalen Lasten

Bei der Bemessung von Trägern und Stützen aus Stahlprofilen sind insbesondere bei dünnwandigen kaltgeformten Profilen häufig die Stabilitätsnachweise maßgebend, d.h. die Tragfähigkeit der Bauteile wird durch Biegedrillknicken oder Knicken beschränkt, bevor die eigentliche Querschnittstragfähigkeit erreicht ist. Biegedrillknicken ist durch ein Verdrehen und gleichzeitiges seitliches Ausweichen des Querschnitts gekennzeichnet; beim Knicken kommt es nur zu einem seitlichen Ausweichen (Abbildung 3.1).

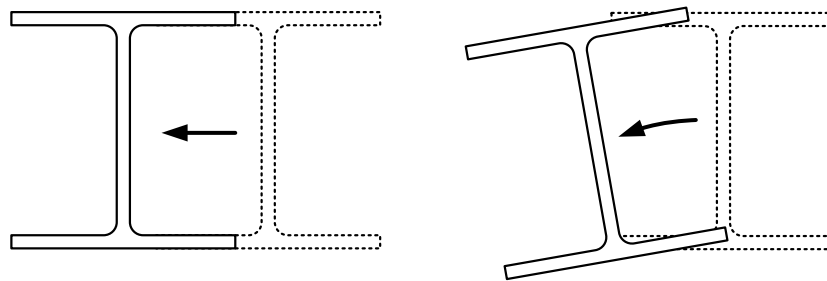


Abbildung 3.1: Ausweichen des Querschnitts beim Knicken und beim Biegedrillknicken

Wird das Ausweichen des Querschnitts behindert, kann die Tragfähigkeit stabilitätsgefährdeter Bauteile teilweise erheblich gesteigert werden. Eine Behinderung des Ausweichens ist z.B. durch mit dem Träger oder der Stütze verbundene Dach- oder Wandbekleidungselemente, wie Trapezprofile und Sandwichelemente, gegeben. Diese Elemente können aufgrund ihrer Biegesteifigkeit den Querschnitt gegen Verdrehen halten oder Verdrehungen behindern. Bei der Bemessung wird die drehbettende Wirkung meist durch den Ansatz einer Drehfeder am mit dem stabilisierenden Element verbundenen Gurt des stabilisierten Profils berücksichtigt. Ansätze zur rechnerischen Ermittlung der Drehfedersteifigkeit von Dach- und Wandbekleidungen aus Sandwichelementen sind in DIN 18800-2 und im nationalen Anhang zu EN 1993-1-3 vorhanden. Diese beruhen auf den Untersuchungen in [16]. In [39] wurden die Bemessungsansätze weiterentwickelt und der Anwendungsbereich erweitert.

Außerdem kann die Dach- oder Wandbekleidung aufgrund ihrer Schubsteifigkeit ein Ausweichen des Querschnitts in der Ebene der Bekleidungselemente behindern. Dies kann in den Stabilitätsnachweisen durch den Ansatz von Wegfedern berücksichtigt werden (Abbildung 3.2).

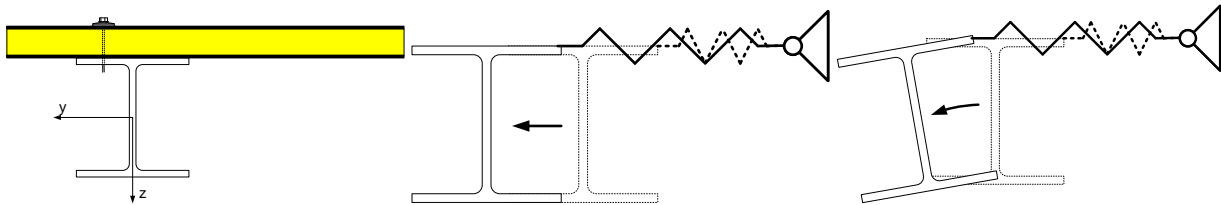


Abbildung 3.2: Stabilisierung eines Trägers durch Schubsteifigkeit

Die Steifigkeit k der Wegfeder, welche bei der Bemessung der stabilitätsgefährdeten Profile angesetzt wird, hängt von der Schubsteifigkeit S der stabilisierenden Dach- oder Wandbekleidung ab. Geht man von einer sinusförmigen Vorverformung des Trägers oder der Stütze aus gilt nach [31]

$$k = S \cdot \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \quad (3.1)$$

mit

L (Knick)Länge des stabilisierten Bauteils

Die Schubsteifigkeit S ist als diejenige Kraft F definiert, die benötigt wird um einen Schubwinkel $\gamma = 1$ rad zu erzielen (Abbildung 3.3).

$$S = \frac{F}{\gamma} \quad (3.2)$$

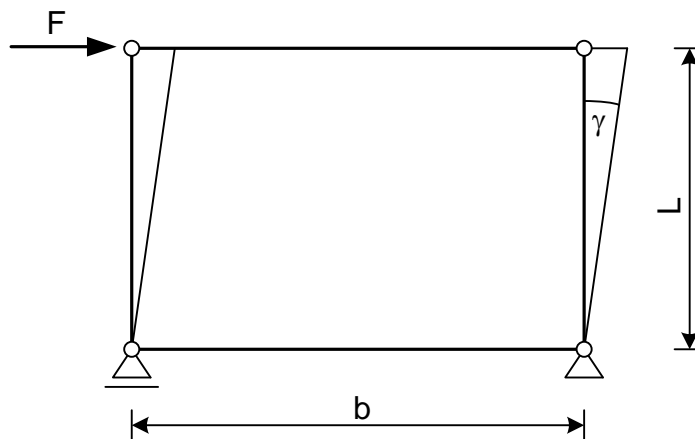


Abbildung 3.3: Definition der Schubsteifigkeit S

In Abhängigkeit von der Größe der Federsteifigkeit und damit von der Schubsteifigkeit S kann das seitliche Ausweichen des Querschnitts des angeschlossenen Profils vollständig oder teilweise behindert werden. Eine vollständige Behinderung liegt vor, wenn etwa 95 % des kritischen elastischen Biegedrillknickmoments M_{cr} eines Trägers oder der elastischen Knicklast N_{cr} einer Stütze mit gebundener Drehachse, d.h. mit starrer seitlicher Festhalterung, erreicht werden. In diesem Fall tritt z.B. in einem biegebeanspruchten Träger, dessen Druckgurt mit der Gebäudehülle verbunden ist, kein Biegedrillknicken auf und die Querschnittstragfähigkeit wird erreicht. Ist der zugbeanspruchte Gurt mit den stabilisierenden Elementen verbunden, kann

beim Stabilitätsnachweis von einer gebundenen Drehachse ausgegangen werden. Sowohl in DIN 18800-2 als auch in EN 1993-1-1 und EN 1993-1-3 ist die durch Gleichung (3.3) gegebene Anforderung an den Mindestwert der Schubsteifigkeit für die Annahme einer gebundenen Drehachse für einen biegebeanspruchten Träger ohne Normalkraft angegeben. Diese Anforderung basiert auf den Untersuchungen zu seitlich gestützten Trägern in [31]. S_i bezeichnet die zur Stabilisierung eines einzelnen Trägers oder einer einzelnen Stütze zur Verfügung stehende Schubsteifigkeit.

$$S_i \geq \left(EI_w \cdot \frac{\pi^2}{L^2} + GI_t + EI_z \cdot \frac{\pi^2}{L^2} \cdot \frac{h^2}{4} \right) \cdot \frac{70}{h^2} \quad (3.3)$$

mit

h Querschnittshöhe

EI_z Biegesteifigkeit

EI_w Wölbsteifigkeit

GI_t Torsionsteifigkeit

Wird die Bedingung in Gleichung (3.3) nicht erfüllt, d.h. die Dach- oder Wandbekleidung kann seitliche Verschiebungen der Unterkonstruktion nicht vollständig verhindern, kann der stabilisierende Einfluss dennoch in den Stabilitätsnachweisen berücksichtigt werden. Die vorhandene Schubsteifigkeit wird bei der Ermittlung des kritischen Biegedrillknickmoments M_{cr} oder der elastischen Knicklast N_{cr} berücksichtigt, wodurch sich für die kritische Knicklast und das Biegedrillknickmoment höhere Werte ergeben. Mit diesen erhöhten Werten kann dann der Stabilitätsnachweis, z.B. nach dem Ersatzstabverfahren entsprechend EN 1993-1-1, geführt werden. Ausgehend von der Forderung, dass Biegedrillknicken nicht maßgebend und die plastische Querschnittstragfähigkeit erreicht wird, wurde die folgende Anforderung an die Schubsteifigkeit abgeleitet [34], [49]:

$$S_i \geq 10,18 \cdot \frac{M_{pl,y}}{h} - 4,31 \cdot \frac{EI_z}{L^2} \cdot \left(-1 + \sqrt{1 + 1,86 \cdot \frac{\pi^2 \cdot EI_w + GI_t \cdot L^2}{EI_z \cdot h^2}} \right) \quad (3.4)$$

Die Bedingung in Gleichung (3.4) ergibt sich aus der Berechnung des bezogenen Schlankheitsgrads $\bar{\lambda}_M$ des Trägers unter Berücksichtigung der Schubsteifigkeit S_i der Dach- oder Wandbekleidung. Erfüllt der Schlankheitsgrad die Bedingung $\bar{\lambda}_M \leq 0,4$, tritt rechnerisch kein Biegedrillknicken auf. Gleichung (3.4) wurde für Einfeldträger mit doppelsymmetrischem Querschnitt unter am Druckgurt angreifender Gleichstreckenlast abgeleitet. Die Untersuchungen in [34] haben jedoch gezeigt, dass sie auch für Durchlaufträger mit Schlankheitsgraden $0,4 \leq \bar{\lambda}_M \leq 1,0$ angewendet werden kann.

Sind Träger oder Stützen mit Trapezprofilen verbunden, ist es üblich bei ihrer Bemessung die stabilisierende Wirkung der Profiltafeln in Ansatz zu bringen. Regelungen, die es ermöglichen auch die Stabilisierung durch Sandwichelemente zu berücksichtigen, sind in den zur Verfügung stehenden Regelwerken bisher nicht enthalten. Da die Schubsteifigkeit von Sandwiche-

lementen einen wesentlich größeren Einfluss auf das Stabilitätsverhalten der Unterkonstruktion hat als die Drehbettung [33], [60], würde dies jedoch zu einer größeren rechnerischen Tragfähigkeit der Unterkonstruktion und damit zu wirtschaftlicheren Konstruktionen führen.

Dach- und Wandbekleidungselemente können nicht nur einzelne Stützen und Träger stabilisieren, sondern auch in Elementebene wirkende äußere Kräfte weiterleiten, d.h. zum Abtragen von horizontalen Lasten und somit zur Aussteifung von ganzen Gebäuden oder von Gebäudeteilen herangezogen werden (Abbildung 3.4). Die Elemente wirken in diesem Fall als Scheibe, werden also wie bei der Stabilisierung einzelner Bauteile durch Schub in ihrer Ebene beansprucht. Übernimmt die Gebäudehülle die Weiterleitung von horizontalen Lasten, kann teilweise auf aussteifende Verbände verzichtet werden. Neben dem wirtschaftlichen Aspekt ist der Verzicht auf Verbände oftmals auch aus architektonischen Gründen erwünscht.

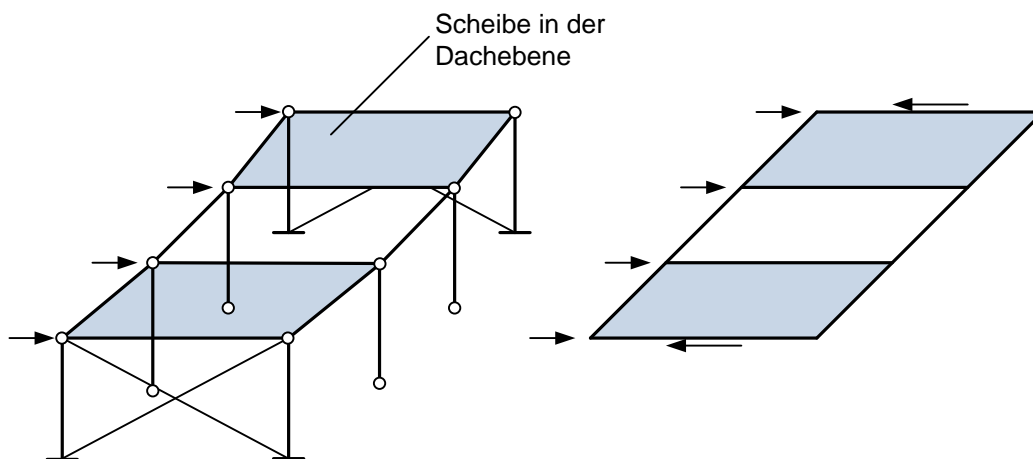


Abbildung 3.4: Lastabtrag durch Scheibenwirkung der Dacheindeckung

Sollen die Schubsteifigkeit und die Schubtragfähigkeit von Dach- und Wandbekleidungen aus Trapezprofilen bei der Bemessung rechnerisch berücksichtigt werden, kann entweder das Verfahren nach Schardt und Strehl [61], [62] oder das Verfahren nach Bryan und Davies [12], auf dem auch die ECCS-Empfehlung zur Bemessung von Schubfeldern [28] basiert, verwendet werden. Das Verfahren von Schardt und Strehl wurde in DIN 18807 übernommen, während EN 1993-1-3 auf die ECCS-Empfehlung [28] und damit auf das Verfahren von Bryan und Davies verweist. Maßgebender Unterschied zwischen beiden Verfahren ist, dass im Verfahren von Schardt und Strehl die Nachgiebigkeit der Verbindungen vernachlässigt wird, während das Verfahren von Bryan und Davies diese berücksichtigt. In [43] wurde das Verfahren von Schardt und Strehl so erweitert, dass in Anlehnung an das Verfahren von Bryan und Davies die Nachgiebigkeit der Verbindungen berücksichtigt wird. Das Verfahren von Schardt und Strehl setzt voraus, dass die Schubfelder vierseitig gelagert und die Profile in ihren Längsstößen miteinander verbunden sind. Auch in [28] wird empfohlen, Schubfelder umlaufend auf der Unterkonstruktion zu befestigen. Untersuchungen zur Stabilisierung durch zweiseitig gelagerte

Schubfelder aus Trapezprofilen wurden z.B. in [16] und [63] dokumentiert; diese sind bisher jedoch nicht in die Normung eingegangen.

Soll die Schubsteifigkeit und -tragfähigkeit von Sandwichelementen rechnerisch in Ansatz gebracht werden, müssen die Besonderheiten von Sandwichelementen und ihren Verbindungen berücksichtigt werden. Bei Sandwichelementen handelt es sich um zweiseitig gelagerte Bauelemente, wobei zumindest Wandelemente in den Längsfugen nicht miteinander verbunden sind. Eine Verbindung der Längsränder des Schubfelds mit der Unterkonstruktion wäre zwar möglich, ist in der Baupraxis jedoch unüblich. Das Tragverhalten schubbeanspruchter Sandwichelemente entspricht daher nicht dem eines umlaufend gelagerten Schubfelds wie bei Trapezprofilen. Die Verschraubung der Elemente mit der Unterkonstruktion erfolgt durch die äußere Deckschicht hindurch. Dadurch ist die stützende Wirkung des Schraubenkopfes geringer als bei der direkten Verbindung von zwei Blechen. Zudem werden für die Deckschichten Bleche verwendet, deren Dicke deutlich geringer ist als die von Stahltrapezprofilen. Daher haben die Verbindungen von Sandwichelementen im Vergleich zu den Verbindungen von Trapezprofilen eine geringere Steifigkeit und daher einen wesentlich größeren Einfluss auf das Schubtragverhalten als bei Trapezprofilen.

Es sind zwar verschiedene Untersuchungen vorhanden, die die grundsätzliche Möglichkeit der Nutzung der Schubsteifigkeit von Sandwichelementen zur Stabilisierung und zum Abtragen von horizontalen Lasten aufzeigen, jedoch mündete bisher keine dieser Untersuchungen in allgemeingültigen Bemessungsansätzen. Insbesondere fehlen Angaben zu den Steifigkeiten der Verbindungen, welche für das Tragverhalten maßgebend sind.

3.2 Rahmenlose Konstruktionen

Eine neuere Entwicklung ist es, Sandwichelemente in kleinen Gebäuden oder Gebäudeteilen ohne tragende Unterkonstruktion einzusetzen (Abbildung 3.5). Diese rahmenlosen Konstruktionen werden z.B. als Kühlzellen oder Reizräume innerhalb von bestehenden Gebäuden eingesetzt [57]. Zunehmend besteht aber auch der Wunsch, rahmenlose Konstruktionen im Freien zu errichten und z.B. als Wohngebäude oder Verkaufspavillons zu nutzen. Ein weiterer möglicher Einsatzbereich sind kurzfristig zu errichtende Gebäude z.B. in Katastrophengebieten [8].

Die rahmenlose Konstruktionsweise bietet durch das Einsparen der Unterkonstruktion eine Möglichkeit kleine Gebäude vergleichsweise wirtschaftlich zu bauen. Zum einen wird direkt Material eingespart, zum anderen sind Einsparungen bei Montage und Transport möglich.



Abbildung 3.5: Rahmenlose Konstruktionen aus Sandwichelementen [Fotos: ECP GmbH]

Üblicherweise bestehen rahmenlose Konstruktionen aus Sandwichelementen mit leicht profilierten oder ebenen Deckschichten. Die Wandelemente werden vertikal angeordnet und erhalten am Kopfeinde meist einen Einschnitt, in welchen die Dachelemente eingelegt werden. Die Dachelemente liegen direkt auf der Schnittkante der Wandelemente auf. Dach- und Wandelemente werden mechanisch miteinander verbunden. Dazu werden meist gekantete Stahlprofile verwendet, welche mit Bohrschrauben oder Blindnieten mit den Sandwichelementen verbunden werden. Eventuell vorhandene Spalte werden, um Wärmebrücken zu vermeiden, während der Montage mit Polyurethanortschaum verfüllt. Abbildung 3.6 zeigt an einigen Beispielen den prinzipiellen Aufbau der Verbindungen zwischen Dach und Wand. In diesen Konstruktionsdetails leiten die Dachelemente Auflasten über Kontakt als Normalkraft in die innere Deckschicht der Wandelemente ein. Schubkräfte, die aus dem Abtragen von horizontalen Lasten resultieren, werden über die mechanischen Verbindungen vom Dach in die angrenzenden Wandscheiben weitergeleitet.

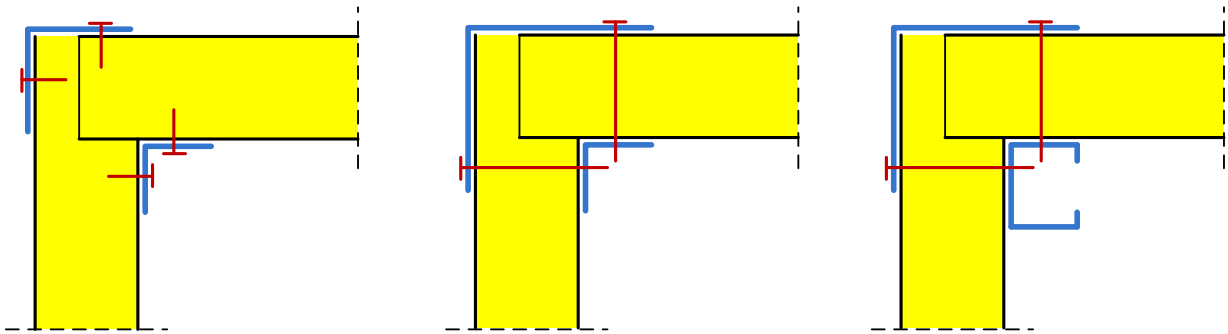


Abbildung 3.6: Beispiele für Verbindungen zwischen Dach und Wand

Am Fußpunkt werden die Wandelemente meist ebenfalls über Stahlprofile mit dem Fundament verbunden. Die Befestigung der Elemente an den Stahlprofilen erfolgt wiederum durch mechanische Verbindungselemente. Abbildung 3.7 zeigt Beispiele für den grundsätzlichen Aufbau der Verbindung. Teilweise bildet auch ein weiteres Sandwichelement die Bodenplatte des Gebäudes. Die Verbindung am Fußpunkt entspricht dann etwa der Verbindung zwischen Wand und Dach.

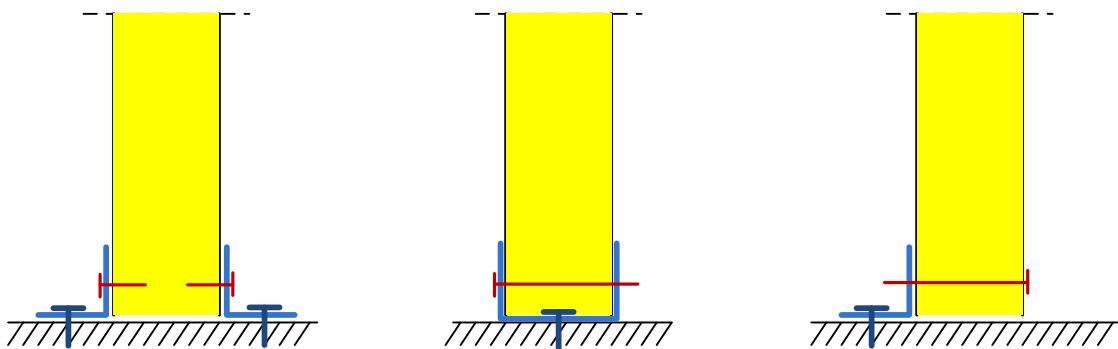


Abbildung 3.7: Beispiele für Verbindungen zwischen Wand und Fundament bzw. Bodenplatte

Hinweise bezüglich der bauphysikalischen Ausbildung der Anschlüsse, d.h. zur Anordnung von Dichtbändern, Dampfsperren und ergänzender Wärmedämmung, können z.B. [55] und [56] entnommen werden.

Die oben beschriebenen Anschlussvarianten können aus am Markt verfügbaren Sandwichelementen, Stahlprofilen und Verbindungselementen konstruiert werden. Daneben bieten einige Hersteller insbesondere für den Bau von Kühlzellen weitere Sonderlösungen an. Bei diesen werden jedoch nicht allgemein verfügbare Komponenten, wie Sandwichelemente mit spezieller Randausbildung, z.B. eingeschäumten Profilen, verwendet. Im Folgenden werden jedoch ausschließlich die oben beschriebenen Anschlussdetails aus allgemein verfügbaren Komponenten betrachtet.

Während in herkömmlichen Konstruktionen benachbarte Wandelemente meist in der Längsfuge nicht miteinander verbunden werden, ist dies bei rahmenlosen Konstruktionen sowohl in der Wand als auch im Dach durchaus üblich. Je nach Beanspruchung sind Verbindungen in

den Längsfugen sogar für den Lastabtrag erforderlich. Die Verbindungen werden meist mit Bohrschrauben oder mit Blindnieten ausgeführt.

Werden Sandwichelemente in rahmenlosen Konstruktionen verwendet, müssen die Elemente neben dem Raumabschluss auch das Abtragen von Lasten und die Aussteifung der gesamten Konstruktion übernehmen. Aufgrund der nicht vorhandenen Unterkonstruktion werden horizontale Windlasten ausschließlich über die Sandwichelemente in den Untergrund weitergeleitet. Die Sandwichelemente werden daher wie Elemente, welche in herkömmlichen Konstruktionen horizontale Lasten abtragen, durch in Elementebene wirkende Schubkräfte beansprucht. Auf die Wandelemente wirken außerdem zusätzlich zu eventuell vorhandenen Biegemomenten und Querkräften Normalkräfte ein, die aus der Auflast des Daches resultieren. Die Normalkräfte und ein daraus resultierendes mögliches Stabilitätsversagen müssen bei der Bemessung der Elemente berücksichtigt werden. Zusätzlich zur globalen Tragfähigkeit der Wandelemente muss auch die lokale Tragfähigkeit an der Verbindung zwischen Dach und Wand, an der die Normalkräfte in das Wandelement eingeleitet werden, betrachtet werden. Hier kann es zu einem örtlichen Versagen der Lasteinleitungsstelle kommen.

Die vorhandenen Regelwerke zur Bemessung von Sandwichelementen erfassen lediglich die Bemessung von selbsttragenden, d.h. ausschließlich biegebeanspruchten Sandwichelementen. Für die in rahmenlosen Konstruktionen zusätzlich vorhandenen Beanspruchungen, d.h. Schub in Elementebene und Axialkraft, sind bisher keine Bemessungsansätze verfügbar.

In den folgenden Kapiteln der vorliegenden Arbeit werden Bemessungsansätze sowohl für axial beanspruchte als auch für durch Schub in Elementebene beanspruchte Sandwichelemente erarbeitet. Im Fall der schubbeanspruchten Elemente werden sowohl die herkömmliche Anwendung mit tragender Unterkonstruktion als auch die Anwendung in rahmenlosen Konstruktion betrachtet. Für den Fall der axialen Beanspruchung werden die globale Tragfähigkeit und die lokale Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle berücksichtigt.

4 Beanspruchung durch Schub in Elementebene

4.1 Stand der Technik

4.1.1 Tragverhalten schubbeanspruchter Sandwichelemente

Das Tragverhalten von Sandwichelementen, die durch Schub in ihrer Ebene beansprucht werden, wurde bereits in mehreren Forschungsvorhaben untersucht:

In [6] wurden Schubfeldversuche an Dach- und Wandelementen mit Stahldeckschichten und einem Kern aus Polyurethan dokumentiert. Die Abmessungen der Schubfelder wurden innerhalb des baupraktisch relevanten Bereichs variiert. Die Kraft wurde sowohl in Spannrichtung der Elemente als auch orthogonal dazu aufgebracht. Schubfelder aus Dachelementen waren umlaufend mit der Unterkonstruktion verbunden. Hierfür wurden direkte Befestigungen mit gewindefurchenden Schrauben verwendet. An den Längsfugen waren die äußeren Deckschichten benachbarter Elemente wie in der Praxis üblich miteinander verschraubt. Wandelemente waren nicht umlaufend mit der Unterkonstruktion verbunden; nur die Querränder wurden mit der Unterkonstruktion verschraubt. An den Längsfugen waren keine Verbindungen zwischen den benachbarten Elementen vorhanden. In einem Teil der Versuche erfolgte die Befestigung auf der Unterkonstruktion durch direkte Befestigungen. Zusätzlich wurden Versuche durchgeführt, bei welchen die Elemente an den Rändern mit C- oder Z-Profilen eingefasst und beide Deckschichten mit der Einfassung verschraubt waren. So sollte erreicht werden, dass die innere und die äußere Deckschicht gleichermaßen beansprucht und dadurch die Tragfähigkeit und die Steifigkeit des Schubfelds vergrößert werden.

In allen Versuchen nahm die Kraft zunächst linear mit der Verschiebung zu. Die Verbindungen werden dabei durch Querkräfte beansprucht. Nach Erreichen der Lochleibungstragfähigkeit an den am stärksten beanspruchten Verbindungen nehmen diese keine zusätzliche Last mehr auf, was zu einer Verringerung der Steifigkeit des Systems führt. Mit zunehmender Anzahl Verbindungen, bei welchen die Lochleibungstragfähigkeit erreicht ist, geht die Last-Verschiebungskurve in ein Plateau über. Wurde die Verschiebung weiter gesteigert, kam es bei den Versuchen mit direkter Befestigung zu einer erneuten Zunahme der Steifigkeit: Bei sehr großer Verschiebung an einer Verbindung tritt eine starke Schrägstellung der Schraube ein und ein Teil der durch die Verbindung zu übertragenden Kraft wird nicht mehr als Querkraft, sondern als Zugnormalkraft in der Schraube abgetragen. Das endgültige Versagen trat in diesem Fall durch Durchknöpfen der Verbindungselemente durch die äußere Deckschicht ein.

Aus den Versuchen wurde ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Schubfeldsteifigkeit und der Schubfeldtragfähigkeit entwickelt. Das Verfahren ist in Abschnitt 4.1.2 beschrieben. Es kann sowohl für Elemente, die nur an den Querrändern auf der Unterkonstruktion befestigt

te sind, als auch für in den Längsfugen miteinander verbundene Elemente und umlaufend auf der Unterkonstruktion befestigte Schubfelder angewendet werden. Die Versuche haben gezeigt, dass für die Steifigkeit und die Tragfähigkeit eines Schubfelds die Verbindungen maßgebend sind. Daher wird im Berechnungsverfahren nur die Nachgiebigkeit der Verbindungen berücksichtigt, die Sandwichelemente selbst werden als starre Körper angenommen. Auch bei der Ermittlung der Tragfähigkeit werden lediglich die Verbindungen berücksichtigt. Dieses Vorgehen wird auch durch Versuche an einzelnen Sandwichelementen mit durch eingeklebte Kanthölzer verstärkten Rändern bestätigt. Durch das Verstärken der Ränder wird ein Versagen der Verbindungen vermieden und ein Versagen der Sandwichelemente selbst erzwungen. Die maximalen Hauptdruckspannungen lagen im Versagenszustand etwa im Bereich der Knitterspannung und waren somit wesentlich größer als die bei Lasteinleitung durch übliche Verbindungselemente auftretenden Spannungen, was den Ansatz, bei der Bemessung nur die Verbindungen zu betrachten, rechtfertigt.

Auch im Rahmen der in [60] dokumentierten Untersuchungen wurden Versuche an Schubfeldern aus Sandwichelementen durchgeführt. Dabei wurden sowohl Schubfelder aus Dach- als auch aus Wandelementen mit einem Kern aus Polyurethan untersucht. Ergänzend zu Sandwichelementen mit Stahldeckschichten wurden auch Elemente mit Deckschichten aus Aluminium verwendet. Die Versuche an Elementen mit direkter Befestigung bestätigen die in [6] getroffene Annahme, die Sandwichelemente als starre Körper zu betrachten und nur die Nachgiebigkeit der Verbindungen zu berücksichtigen. In einigen Versuchen erfolgte die Befestigung der Sandwichelemente über Klemmverbindungen. Bei diesem Befestigungstyp wird eine Schraube direkt in der Längsfuge zwischen zwei Elementen angeordnet; wobei lediglich die innere Deckschicht eines der beiden zu befestigenden Elemente durchgeschraubt wird. Unter dem Schraubenkopf befindet sich eine Klemmplatte, durch die das benachbarte Element gehalten wird. Diese Versuche haben gezeigt, dass diese Art der Befestigung zur Verwendung in Schubfeldern nicht geeignet ist. Ausschließlich Verbindungen, die planmäßig Querkräfte abtragen können, haben sich als geeignet erwiesen. Dazu sollten die Verbindungselemente beide Deckschichten eines Sandwichelements durchschrauben. Zudem müssen je Element und Auflager mindestens zwei Verbindungen vorhanden sein.

In [15] wurde die Eignung von Sandwichelementen zum Abtragen von horizontalen Lasten aus Erdbebenbeanspruchung untersucht. Neben statischen Schubfeldversuchen wurden daher auch Versuche mit wiederholter Belastung durchgeführt. Es wurden Dach- und Wandelemente verwendet. Obwohl dies in der Praxis nicht üblich ist, waren in den Versuchen auch die Wandelemente in den Längsfugen miteinander verbunden. Um die Steifigkeit und Tragfähigkeit zu steigern, wurden teilweise die Längsränder der Elemente mit Kaltprofilen verstärkt, was jedoch aufgrund der dadurch entstehenden Wärmebrücken in der Praxis wohl kaum akzeptiert würde. Auch diese Untersuchungen zeigen, dass für das Tragverhalten schubbeanspruchter Elemente die Verbindungen maßgebend sind. Ein Versagen der Elemente selbst konnte nur in ergän-

zend durchgeführten Versuchen an Elementen mit sehr aufwändig verstärkten Verbindungen erzeugt werden.

Die Untersuchungen in [33] beschäftigten sich mit dem Stabilitätsversagen überwiegend druckbeanspruchter Stützen, welche durch von Stütze zu Stütze spannende Sandwichelemente stabilisiert werden. Hierfür wurden Wandelemente mit Stahldeckschichten und einem Kern aus Polyurethan betrachtet. Es wurden experimentelle und numerische Untersuchungen durchgeführt, wobei zwei unterschiedliche Fälle betrachtet wurden: Zum einen wurde die Stabilisierung durch Wandelemente in der üblichen Anwendung, d.h. ohne Verbindungen in den Längsfugen, untersucht. Zum anderen wurde eine Rückverankerung der stabilisierenden Elemente und damit die Einleitung der Stabilisierungskräfte an den Auflagern der Stützen untersucht (Abbildung 4.1). Dazu müssen mehrere Elemente als eine Scheibe zusammenwirken, d.h. benachbarte Elemente müssen in den Längsfugen quasi-starr miteinander verbunden sein. Im Rahmen der Untersuchungen in [33] konnte dies dadurch erreicht werden, dass die äußeren Deckschichten benachbarter Elemente durch Blindniete miteinander verbunden wurden. Aufgrund der Fugengeometrie der Elemente – ein Niet konnte hier durch vier Bleche gesetzt werden – genügte je Fuge drei Niete in Auflagernähe, um eine ausreichend steife Verbindung zu erzielen. Für beide untersuchten Fälle wurden Berechnungsansätze zur Ermittlung der Kräfte in den Verbindungen entwickelt. Auch hier werden die Sandwichelemente als starre Körper angenommen, lediglich die Verbindungen werden für die aus der Stabilisierung resultierenden Kräfte bemessen.

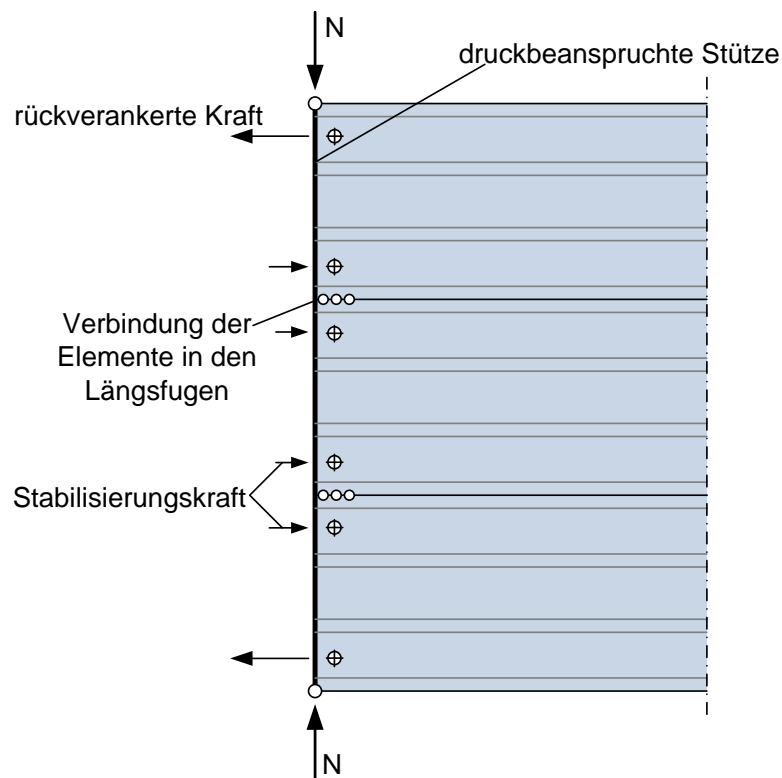


Abbildung 4.1: Prinzip der Rückverankerung in [33]

4.1.2 Verfahren zur Ermittlung der Schubsteifigkeit S nach [6]

Im dem Berechnungsverfahren aus [6] zugrundeliegenden mechanischen Modell werden, den Beobachtungen in den Schubfeldversuchen entsprechend, die Sandwichelemente als starre Körper angenommen; die Verbindungen werden durch Wegfedern dargestellt. Es werden nur Verschiebungen und Kräfte parallel zur Spannrichtung der Elemente berücksichtigt. Eine Rotation des Gesamtfeldes wird vernachlässigt. Diese Annahme beruht auf den in den Versuchen beobachteten Verschiebungen und wurde durch die Untersuchungen in [60] bestätigt. Sind die einzelnen Elemente in ihren Längsstößen miteinander verbunden, beeinflussen sie sich gegenseitig; der Bezugspunkt P_i , um den sich ein Element in Bezug zum Querrand dreht, ist daher zunächst unbekannt (Abbildung 4.2).

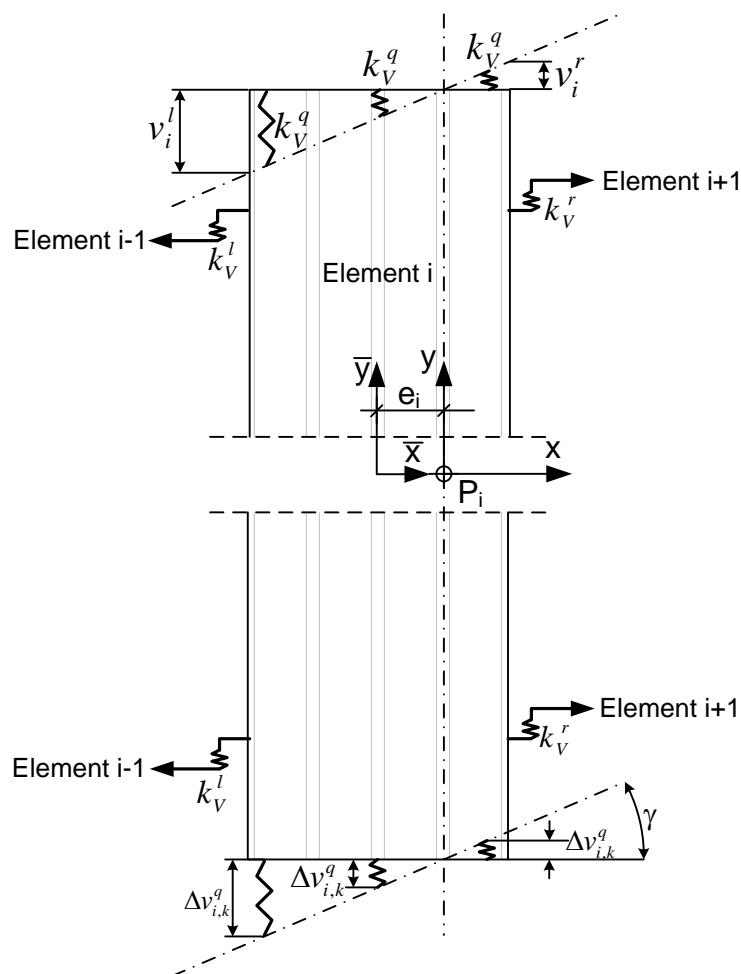


Abbildung 4.2: Modell zur Berechnung des Bezugspunktes nach [6]

Die Verschiebung $v_{i,k}$ an der Verbindung k eines Elementes i ergibt sich aus dem Abstand $x_{i,k}$ der Verbindung vom Bezugspunkt P_i (Abstand in Elementquerrichtung) und dem Schubwinkel γ . Für die einzelnen Verbindungen ergeben sich die folgenden Relativverschiebungen:

$$\Delta v_{i,k}^q = \gamma \cdot x_{i,k} \quad \text{für Verbindungen am Querrand} \quad (4.1)$$

$$\Delta v_i^l = \gamma \cdot (x_i^l - x_{i-1}^r) \quad \text{für Verbindungen an der linken Längsfuge} \quad (4.2)$$

$$\Delta v_i^r = \gamma \cdot (x_i^r - x_{i+1}^l) \quad \text{für Verbindungen an der rechten Längsfuge} \quad (4.3)$$

Die auf eine einzelne Verbindung einwirkende Kraft $V_{i,k}$ ergibt sich durch Multiplikation der Relativverschiebung Δv mit der Steifigkeit k_V der jeweiligen Verbindung. Stellt man für alle n_i Elemente eines Schubfelds das Kräftegleichgewicht in Elementlängsrichtung auf, erhält man ein lineares Gleichungssystem zur Ermittlung der unbekanntenen Koordinaten e_i , welche die Lage des Bezugspunkts P_i im zuvor gewählten lokalen Koordinatensystem angeben. Durch Aufsummieren der inneren Momente, d.h. der Produkte aus den Verbindungskräften und dem zugehörigen Abstand zum Bezugspunkt, über alle Elemente und ihre Verbindungen erhält man das innere Moment des Schubfelds.

$$M^I = \sum_i^n \sum_k^{n_k} (V_{i,k} \cdot x_{i,k}) = \gamma \cdot \sum_i^n \sum_k^{n_k} I_{i,k} = \gamma \cdot I_{ges} \quad (4.4)$$

mit

$I_{i,k}$ Trägheitsmoment der Verbindung k des Elements i

$$I_{i,k}^q = k_V^q \cdot x_{i,k}^2 \quad \text{für Verbindungen am Querrand} \quad (4.5)$$

$$I_i^l = k_V^l \cdot x_i^l \cdot (x_i^l - x_{i-1}^r) \quad \text{für Verbindungen am linken Längsrand} \quad (4.6)$$

$$I_i^r = k_V^r \cdot x_i^r \cdot (x_i^r - x_{i+1}^l) \quad \text{für Verbindungen am rechten Längsrand} \quad (4.7)$$

I_{ges} Gesamtträgheitsmoment des Schubfelds

i Summation über die Elemente

k Summation über die Verbindungen

Das durch die Schraubenkräfte erzeugte innere Moment M^I steht mit dem äußeren Moment M^A im Gleichgewicht (Abbildung 3.3).

$$M^A = F \cdot L = S \cdot \gamma \cdot L \quad (4.8)$$

Durch Gleichsetzen von innerem und äußerem Moment ergibt sich die Schubfeldsteifigkeit S .

$$S = \frac{I_{ges}}{L} \quad (4.9)$$

Die Kraft in einer einzelnen Verbindung des Schubfelds ergibt sich aus dem Verhältnis zwischen dem Trägheitsmoment der jeweiligen Verbindung und dem Gesamtträgheitsmoment des Schubfelds.

$$V_{i,k} = \frac{M^A \cdot \frac{I_{i,k}}{I_{ges}}}{x_{i,k}} \quad (4.10)$$

Die Verbindungen mit der Unterkonstruktion erfahren eine zusätzliche Beanspruchung durch die Einleitung der äußeren Beanspruchung in das Schubfeld. Diese Kräfte müssen den sich aus der Schubfeldwirkung ergebenden Kräften überlagert werden. Dabei kann davon ausge-

gangen werden, dass sich die äußere Kraft gleichmäßig auf die Verbindungen des jeweiligen Längs- oder Querrands verteilt.

Die oben angegebenen Berechnungsformeln sind nur gültig, solange die Beanspruchung aller Verbindungen innerhalb des elastischen Bereichs liegt. Haben die meistbeanspruchten Verbindungen ihre Tragfähigkeit erreicht, stehen diese zur Aufnahme weiterer Lasten nicht mehr zur Verfügung. Über diesen Punkt hinaus kann die Last-Verschiebungsbeziehung daher nur abschnittsweise ermittelt werden. Verbindungen, an denen die Lochleibungstragfähigkeit erreicht ist, werden im jeweils nächsten Berechnungsschritt nicht mehr berücksichtigt. Die Schubsteifigkeit nimmt daher von Schritt zu Schritt ab. Der Traglastzustand, d.h. die maximale Schubtragfähigkeit ist erreicht, wenn schließlich in allen Verbindungen die Lochleibungstragfähigkeit erreicht ist.

4.1.3 Verbindungssteifigkeit

Zur Ermittlung der Steifigkeit und Tragfähigkeit von Schubfeldern aus Sandwichelementen ist es also erforderlich, Tragfähigkeit und Steifigkeit der Verbindungen zu kennen. In den bisher durchgeführten Untersuchungen (vgl. Abschnitt 4.1.1) wurde die Verbindungssteifigkeit lediglich für die in den Schubfeldversuchen verwendeten Verbindungen experimentell ermittelt, um die Versuche nachrechnen und die mechanischen Modelle validieren zu können. Eine weiterführende Auswertung oder Verallgemeinerung der Ergebnisse erfolgte nicht. Auch im Rahmen der üblichen Zulassungsuntersuchungen an Verbindungselementen ist es nicht üblich, neben der Tragfähigkeit auch die Steifigkeit der Verbindungen zu ermitteln [10], [11].

Abbildung 4.3 zeigt unterschiedliche Vorgehensweisen zur Bestimmung der Verbindungssteifigkeit aus Versuchen. In [6] wird die Kraft-Verschiebungsbeziehung sowohl durch einen linearen (Steifigkeit k_{VIII}) als auch alternativ durch einen bilinearen Ansatz (Steifigkeiten k_{VI} und k_{VII}) beschrieben. Als Bezugskraft wird hier die im jeweiligen Versuch erreichte Maximalkraft verwendet. Zur Bestimmung der Schubfeldsteifigkeit wird jedoch nur die Steifigkeit k_{VI} des ersten Abschnitts der bilinearen Beziehung verwendet. In [60] wird die Steifigkeit der Verbindung aus dem näherungsweise linearen Anfangsbereich der Kraft-Verschiebungsbeziehung bestimmt. In den Untersuchungen in [15] wird die Kraft-Verschiebungsbeziehung durch ein Ramberg-Osgood Gesetz angenähert. Entsprechend [68] ist die Verbindungssteifigkeit aus der Verschiebung unter der maximalen Gebrauchslast zu bestimmen, welche mit $\gamma_F = 1,5$ und $\gamma_M = 1,33$ etwa der Hälfte der charakteristischen Tragfähigkeit entspricht. Die Bemessung erfolgt dann mit dem aus einer Versuchsserie gebildeten Mittelwert der Steifigkeiten. Eine statistische Auswertung erfolgt nicht.

$$k_V = \frac{\frac{V_{Rk}}{\gamma_M \cdot \gamma_F}}{\frac{1}{n} \cdot \sum_V \left(\frac{V_{Rk}}{\gamma_M \cdot \gamma_F} \right)} \quad (4.11)$$

mit

n Anzahl der durchgeführten Versuche

$$v \left(\frac{V_{Rk}}{\gamma_M \cdot \gamma_F} \right) \quad \text{Verschiebung } v \text{ bei der Kraft } \frac{V_{Rk}}{\gamma_M \cdot \gamma_F}$$

Dieses Vorgehen entspricht dem Vorgehen in [12]. Da der Anfangsbereich der Last-Verschiebungskurve näherungsweise linear ist, führen die in [6], [60] und [68] angewandten Verfahren zu ähnlichen Ergebnissen. Durch das in [15] vorgeschlagene Ramberg-Osgood Gesetz kann die Last-Verschiebungskurve zwar recht genau abgebildet werden, jedoch ist zur Verwendung in der weiteren Bemessung eine lineare Näherung der Last-Verschiebungskurve wesentlich besser geeignet.

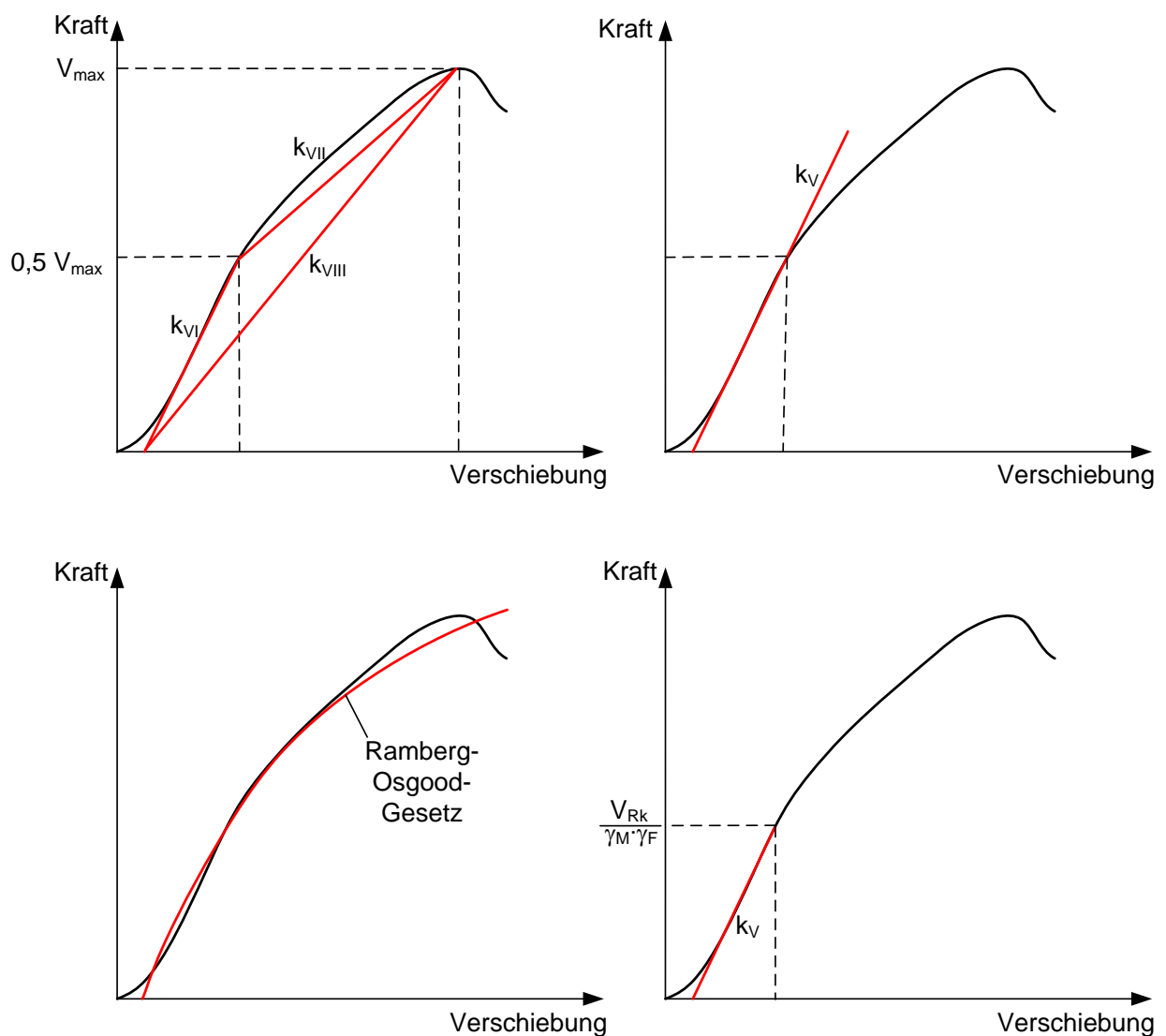


Abbildung 4.3: Vorgehen bei der Ermittlung der Verbindungssteifigkeit in [6], [60], [15], [68]

4.1.4 Berücksichtigung schubbeanspruchter Sandwichelemente bei der Bemessung der Unterkonstruktion

Sind die Tragfähigkeit und insbesondere die Steifigkeit von durch Schub in Elementebene beanspruchten Sandwichelementen einschließlich ihrer Verbindungen bekannt, können diese bei der Bemessung ihrer Unterkonstruktion rechnerisch berücksichtigt werden.

Werden die Sandwichelemente zur Weiterleitung von horizontalen äußeren Lasten herangezogen, können die Kräfte in den Verbindungen sowie die globalen Verschiebungen mit dem Verfahren aus [6] berechnet und die entsprechenden Nachweise geführt werden. Um die stabilisierende Wirkung von Sandwichelementen beim Nachweis von Trägern oder Stützen rechnerisch ansetzen zu können, muss die zur Stabilisierung zur Verfügung stehende Schubsteifigkeit bekannt sein. Zudem müssen die Verbindungen für die aus der Stabilisierungswirkung entstehenden Kräfte bemessen werden. Verfahren zur Ermittlung der Schubsteifigkeit sowie der Verbindungskräfte sind beispielsweise in [40] und [41] für die Anwendung in der Bemessung aufbereitet. [42] zeigt, wie zusätzlich eine starre Lagerung der Sandwichelemente, z.B. bei Verbindung mit einem biegesteifen Auflager am Fußpunkt, berücksichtigt werden kann, was zu einer deutlichen Erhöhung der stabilisierenden Wirkung führt.

An den Verbindungen mit der Unterkonstruktion werden die Querkräfte nahezu ausschließlich über die innere Deckschicht abgetragen. In den Längsfugen von Sandwichelementdächern werden jedoch lediglich die äußeren Deckschichten benachbarter Elemente miteinander verbunden. Werden die Verbindungen in den Längsfugen bei der Bemessung des Schubfelds angesetzt, muss daher sichergestellt sein, dass die Kräfte durch die Kernschicht von einer Deckschicht zur anderen übertragen werden können und im Überlappungsbereich der äußeren Deckschichten keine oder nur vernachlässigbare Verformungen entstehen, da ansonsten der Ansatz, die Elemente als starre Körper abzubilden, nicht mehr zutreffend wäre. Den Ergebnissen der in Abschnitt 4.1.1 beschriebenen experimentellen Untersuchungen zufolge stellt dies für Elemente mit einem Kern aus Polyurethan kein Problem dar. Durch das Kernmaterial wird die äußere Deckschicht kontinuierlich gestützt, wodurch die Verformungen vernachlässigbar gering sind. Bei Elementen mit einem Kern aus einzelnen Lamellen, z.B. aus Mineralwolle, ist dies jedoch nicht der Fall. Die Verbindungen in den Längsfugen sollten daher rechnerisch nicht berücksichtigt werden.

Grundsätzlich sind die zur rechnerischen Berücksichtigung der Schubsteifigkeit und Tragfähigkeit von Sandwichelementen notwendigen Rechenverfahren also vorhanden. Jedoch muss die Steifigkeit der Verbindungen bekannt sein, wofür es bisher keine Berechnungsansätze gibt. In den folgenden Abschnitten 4.2 und 4.3 werden daher Ansätze zur rechnerischen Ermittlung der Steifigkeit von direkten Befestigungen von Sandwichelementen auf einer Stahlunterkonstruktion sowie von Verbindungen zwischen zwei dünnen Blechen, wie sie an den Längsfugen zwischen Sandwichdachelementen vorkommen, entwickelt. In Abschnitt 4.4 werden diese Berechnungsansätze durch Vergleich mit Versuchsergebnissen validiert.

4.2 Befestigung von Sandwichelementen auf einer Stahlunterkonstruktion

4.2.1 Mechanisches Modell

Abbildung 4.4 zeigt das im Folgenden verwendete mechanische Modell für eine Verbindung zwischen einem Sandwichelement und einer Stahlunterkonstruktion mit einer Bohrschraube oder einer gewindefurchenden Schraube.

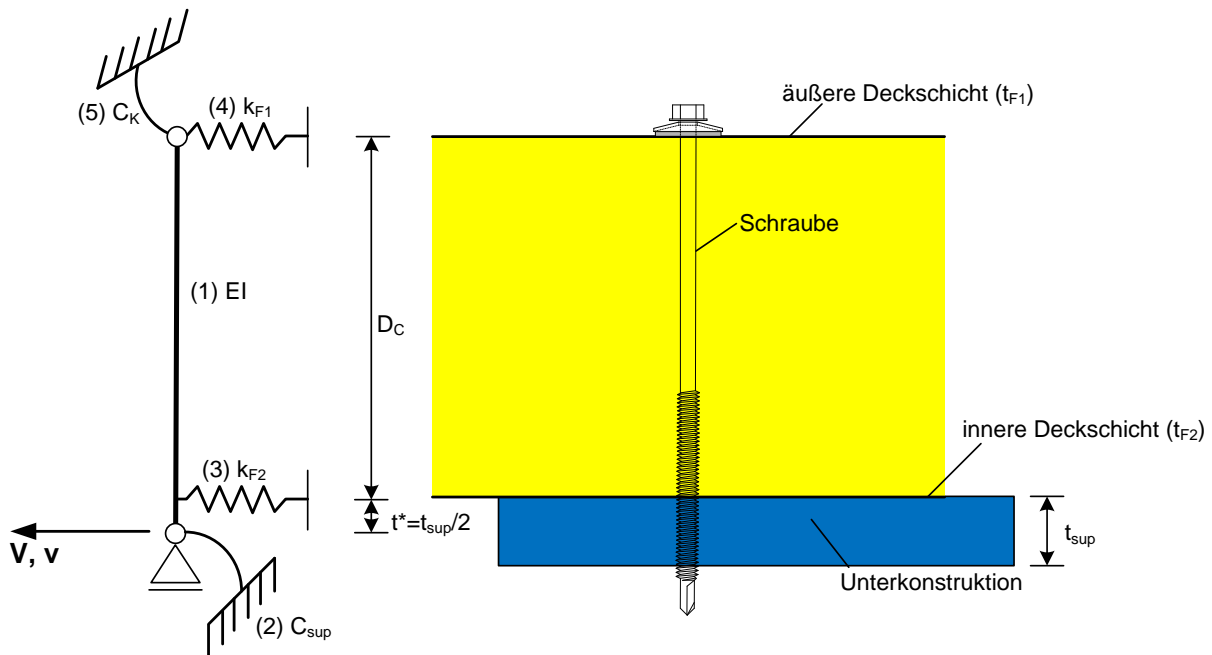


Abbildung 4.4: Mechanisches Modell für eine direkte Befestigung

Die Schraube wird im mechanischen Modell als Biegestab dargestellt. Dieser ist nachgiebig in die Unterkonstruktion eingespannt und wird durch die beiden Deckschichten des Sandwichelements gestützt. Die auf dem äußeren Deckblech aufliegende Dichtscheibe entspricht einer nachgiebigen Einspannung des Schraubenkopfs. Die Gesamtsteifigkeit der Verbindung setzt sich also aus den folgenden Einzelsteifigkeiten zusammen:

- (1) Biegesteifigkeit EI des Verbindungselements
- (2) Verdrehbehinderung durch Einspannung in die Unterkonstruktion (Drehfeder C_{sup})
- (3) Lochleibungssteifigkeit am inneren Deckblech (Wegfeder k_{F2})
- (4) Lochleibungssteifigkeit am äußeren Deckblech (Wegfeder k_{F1})
- (5) Verdrehbehinderung am Schraubenkopf (Drehfeder C_K)

Im mechanischen Modell wird ein rechnerischer Abstand t^* zwischen Unterkonstruktion und innerer Deckschicht angenommen. Für diesen wird die Hälfte der Dicke der Unterkonstruktion angesetzt, was sich bei der Auswertung der Versuche als gute Näherung herausgestellt hat.

Um Verwechslungen zu vermeiden werden die folgenden Bezeichnungen verwendet: Die Kraft in der Verbindung wird mit V , die zugehörige Verschiebung mit v , die Verbindungssteifigkeit

mit k_V bezeichnet. Die Lochleibungskraft in einer Deckschicht wird mit F_F , die zugehörige Verschiebung mit $f(F_F)$ und die Lochleibungssteifigkeit mit k_F bezeichnet.

Zunächst wurden die Einzelsteifigkeiten experimentell ermittelt. Sind diese bekannt, kann mithilfe des oben dargestellten mechanischen Modells die Gesamtsteifigkeit der Verbindung berechnet werden. Die in den Versuchen verwendeten Verbindungselemente sind im Anhang A beschrieben; die Materialkennwerte der verwendeten Bleche und Sandwichelemente sind ebenfalls im Anhang A zusammengestellt.

4.2.2 Untersuchung der Einzelsteifigkeiten

4.2.2.1 Biegesteifigkeit des Verbindungselements

Die Biegesteifigkeit der Schraube wird zu

$$EI = 200.000 \text{ N/mm}^2 \cdot \frac{\pi \cdot d_s^4}{64} \quad (4.12)$$

angenommen, wobei mit d_s der Durchmesser des gewindefreien Schafts bezeichnet wird. Der Elastizitätsmodul $E = 200.000 \text{ N/mm}^2$ entspricht dem eines nichtrostenden Stahls 1.4301 [EN 10088-1], welcher für die untersuchten Verbindungselemente ein üblicher Werkstoff ist. Das Ansetzen des Schaftquerschnitts über die gesamte Länge der Schraube, also auch im Bereich des Gewindes, hat sich in der Versuchsauswertung als ausreichend gute Näherung herausgestellt. Der Durchmesser des Schafts liegt zwischen dem Außen- und dem Kerndurchmesser des Gewindes; der Querschnitt im Schaftbereich entspricht also etwa einem effektiven Gewindequerschnitt.

4.2.2.2 Einspannung in die Unterkonstruktion

Zur Untersuchung der Drehfedersteifigkeit der Einspannung der Schraube in die Unterkonstruktion wurden Biegeversuche durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist auf Abbildung 4.5 dargestellt. Die Schraube wurde in ein Hohlprofil eingeschraubt und als Kragarm belastet. An der Lasteinleitungsstelle konnte sich die Schraube frei verdrehen. Im Rahmen der Versuche wurden die Dicke der Unterkonstruktion, der Nenndurchmesser der Schraube und die Länge des Hebelarms variiert. Die Versuche wurden weggesteuert durchgeführt. Nach Erreichen des nichtlinearen Bereichs der Last-Verformungskurve wurden die Versuche abgebrochen. Die Versuche sind im Anhang B dokumentiert.

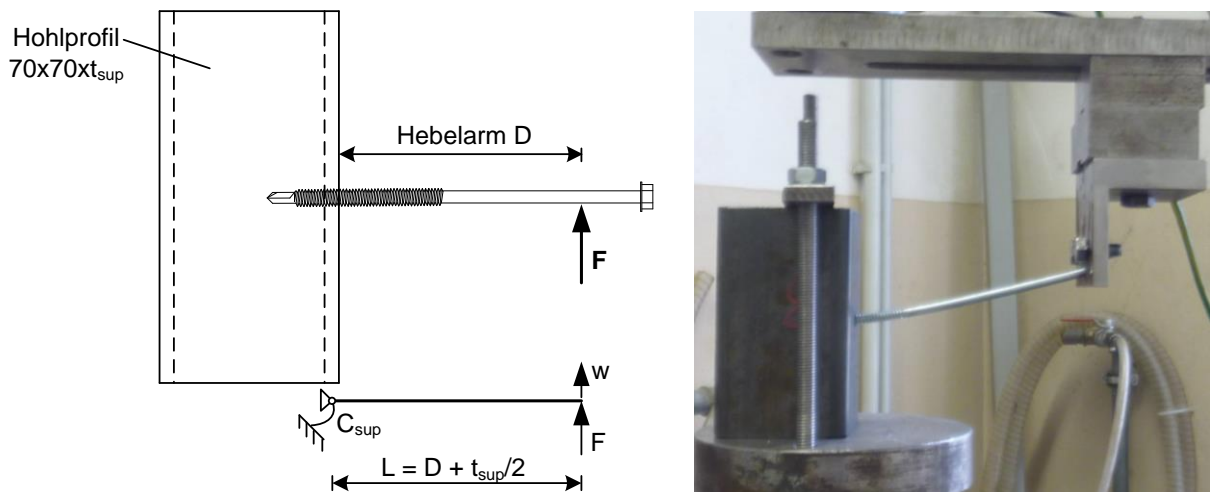


Abbildung 4.5: Versuch zur Ermittlung der Steifigkeit der Einspannung

Bleibende Schiefstellungen der Schrauben treten in Versuchen an kompletten Verbindungen nur bei relativ großen Verschiebungen auf und sind auch dann nur sehr gering. Im Bereich von Gebrauchslasten bleibt die Verdrehung an der Einspannung in die Unterkonstruktion im elastischen Bereich. Daher wurde bei der Auswertung der Biegeversuche nur der lineare Anfangsbereich der Kraft-Durchbiegungskurve betrachtet. Aus der Steigung k in diesem Bereich der Kraft-Durchbiegungskurve wurde die Drehfedersteifigkeit C_{sup} der Einspannung der Schraube in die Unterkonstruktion berechnet:

$$C_{\text{sup}} = \frac{L^2}{\frac{1}{k} - \frac{L^3}{3 \cdot EI}} \quad (4.13)$$

Die aus den einzelnen Versuchen ermittelten Steifigkeiten sind im Anhang B dargestellt; in Tabelle 4.1 sind die Mittelwerte der Drehfedersteifigkeiten C_{sup} zusammengestellt. Die Drehfedersteifigkeiten hängen von der Dicke t_{sup} der Unterkonstruktion sowie vom Durchmesser der Schraube ab. Für die Versuchsauswertung wurde als Bezugswert der Kerndurchmesser d_1 des Gewindes gewählt, dieser entspricht ungefähr dem Lochdurchmesser. Die Federsteifigkeit hängt etwa linear von der Wurzel der Dicke der Unterkonstruktion ab. Außerdem besteht eine etwa lineare Abhängigkeit der Steifigkeit vom Kerndurchmesser $d_1^{2,5}$. Die Steifigkeit der Drehfeder kann daher mit

$$C_{\text{sup}} = A \cdot t_{\text{sup}}^{0,5} \cdot d_1^{2,5} \quad (4.14)$$

dargestellt werden, wobei A ein konstanter Faktor mit der Einheit $[\text{N}/\text{mm}^2]$ ist. Der konstante Faktor wurde aus den Versuchsergebnissen rückgerechnet. Der Mittelwert des konstanten Faktors ist ebenfalls in Tabelle 4.1 angegeben.

Nr.	Dicke der Unter- konstruktion t_{sup} [mm]	Kerndurchmesser d_1 [mm]	Drehfedersteifigkeit C_{sup} [Nmm]	$A = \frac{C_{\text{sup}}}{t_{\text{sup}}^{0,5} \cdot d_1^{2,5}}$ [N/mm ²]
2,0-5,5	1,81	4,02	96198	2207
3,0-6,3	2,75	4,72	190809	2377
4,0-8,0	4,12	6,12	484429	2576
5,0-5,5	4,88	4,04	152636	2106
6,0-6,3	5,70	4,72	303345	2625
8,0-8,0	7,80	6,12	654299	2528
Mittelwert				2400

Tabelle 4.1: Auswertung der Versuche zur Ermittlung der Drehfedersteifigkeiten C_{sup}

Die Steifigkeit der die Einspannung der Schraube in die Unterkonstruktion beschreibenden Drehfeder kann somit nach der folgenden Gleichung (4.15) berechnet werden:

$$C_{\text{sup}} = 2400 \frac{N}{\text{mm}^2} \cdot \sqrt{t_{\text{sup}} \cdot d_1^5} \quad (4.15)$$

Im Diagramm in Abbildung 4.6 sind die in den Versuchen ermittelten Werte für die Drehfedersteifigkeit den nach Gleichung (4.15) berechneten Werten gegenübergestellt.

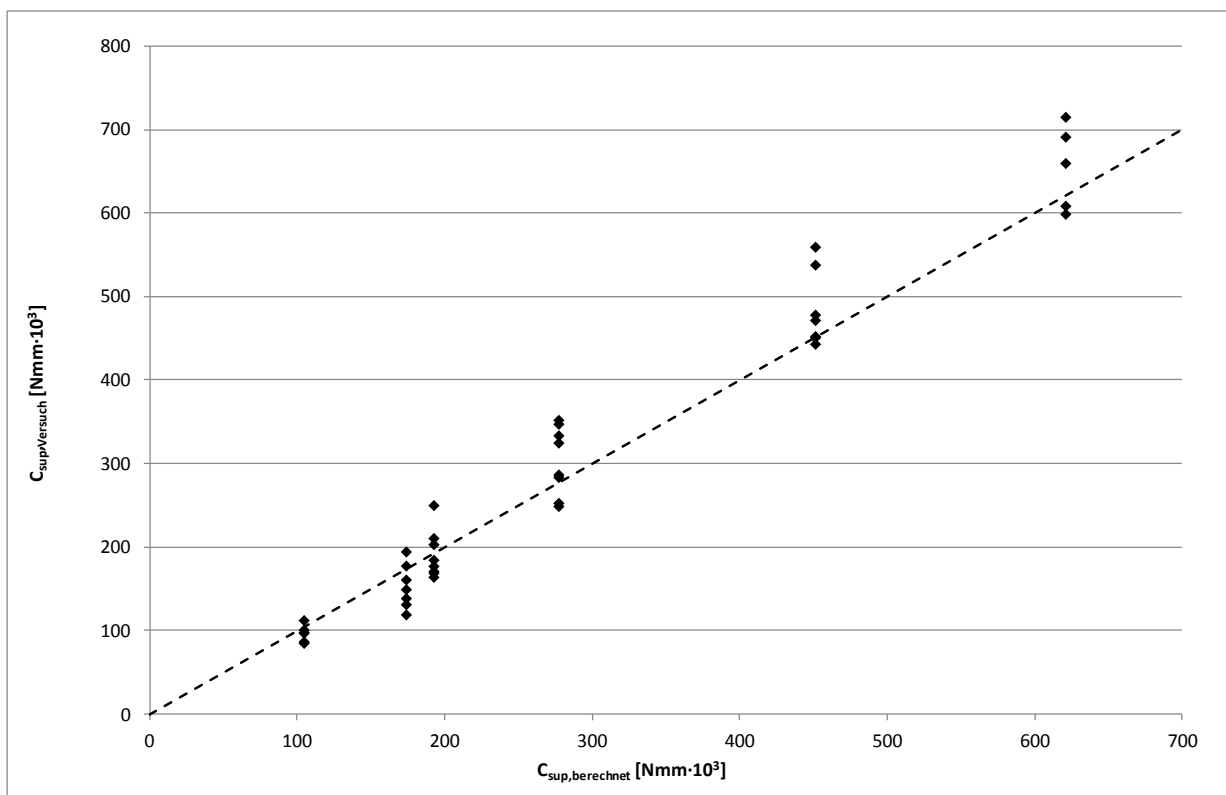


Abbildung 4.6: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung

4.2.2.3 Lochleibung in den Deckschichten

Zur Untersuchung des Tragverhaltens der auf Lochleibung beanspruchten Deckbleche wurden Lochleibungsversuche durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.7 dargestellt.

Für das Tragverhalten einer querkraftbeanspruchten Verbindung ist hauptsächlich die Lochleibung an der inneren Deckschicht maßgebend. Da an dieser Deckschicht der Gewindebereich der Schraube anliegt, wurde im Versuch die Schraube so in das zu prüfende Blech eingeschraubt, dass der Gewindebereich der Schraube am Blech anlag. Das Blech wurde in einem Rahmen befestigt; die Schraube wurde ebenfalls in der Prüfvorrichtung fixiert. Diese Verbindung wurde weggesteuert belastet, bis eine Verschiebung von etwa 3,0 mm erreicht war, was der maximal zulässigen Verschiebung in Versuchen zur Ermittlung der Verbindungstragfähigkeit entspricht [59], [68]. Innerhalb der Versuche wurden die Blechdicke und der Durchmesser der Schrauben variiert. Die Versuche sind im Anhang B dokumentiert.

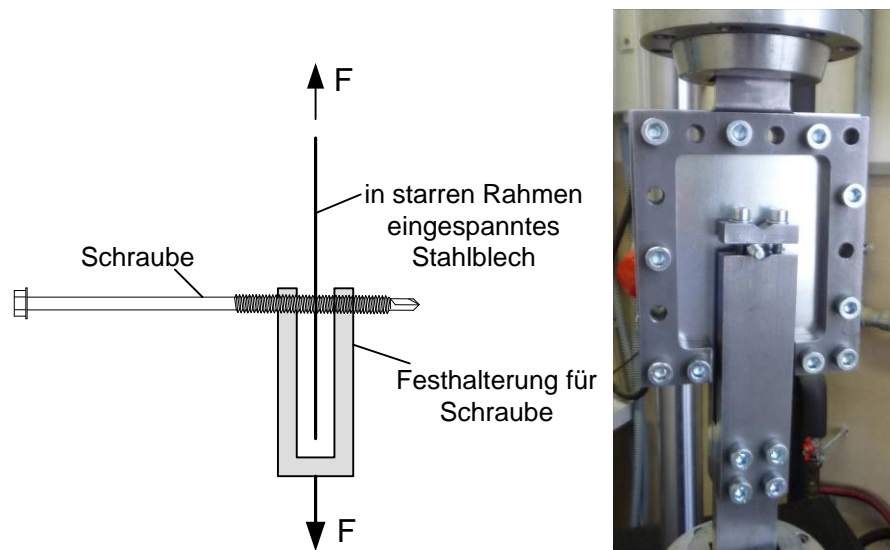


Abbildung 4.7: Versuchsaufbau für Lochleibungsversuche

Nach einer zunächst näherungsweise linearen Zunahme der Kraft mit der Verschiebung kam es in vielen Versuchen zunächst bei weiter zunehmender Verschiebung zu einer nur sehr geringen Änderung der Kraft. Anschließend nahm die Kraft weiter zu. Schließlich war ein kontinuierliches Abnehmen der Steifigkeit bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit zu beobachten. Der Bereich mit näherungsweise konstanter Kraft resultiert vermutlich aus einem Aufkrepeln des Bleches am Lochrand. In Versuchen an der gesamten Verbindung zwischen Sandwichelement und Stahlunterkonstruktion kann dieses Verhalten, wie sich später noch zeigen wird, nicht beobachtet werden (vgl. Abschnitt 4.2.2.4 und 4.4.1), obwohl die Last-Verschiebungsbeziehung maßgebend durch die Lochleibung an der inneren Deckschicht bestimmt wird. Dies liegt vermutlich daran, dass die Kraft bei Beanspruchung einer gesamten Verbindung nicht wie im Lochleibungsversuch genau zentrisch, sondern leicht exzentrisch in das Verbindungselement eingeleitet wird und ein ausgeprägtes Aufkrepeln des Bleches am

Lochrand daher nicht auftritt. Bei der Auswertung der Last-Verschiebungsbeziehung wurde daher der Teil der Kurve mit näherungsweise konstanter Kraft nicht berücksichtigt (vgl. Abbildung 4.10). Außerdem liegt das Gebrauchslastniveau, für welches die Steifigkeit der Verbindung und damit die Last-Verschiebungsbeziehung benötigt werden, unterhalb des Lastniveaus, bei dem das Aufkrepeln des Bleches auftritt.

Als erstes wurden die Versuche bezüglich der Lochleibungstragfähigkeit ausgewertet. Dazu wurden die Bemessungsgleichungen für die Querkrafttragfähigkeit von Verbindungen mit gewindefurchenden Schrauben aus EN 1993-1-3 herangezogen. Für Blechdicken bis zu 1,0 mm kann die Gleichung folgendermaßen dargestellt werden:

$$V = \alpha_F \cdot f_{u,F} \cdot d_1^{0,5} \cdot t_F^{1,5} \quad (4.16)$$

Obwohl diese Gleichung nicht die Lochleibungstragfähigkeit eines einzelnen Bleches, sondern die Tragfähigkeit der gesamten Verbindung beschreibt, hat sich gezeigt, dass die grundsätzlichen Abhängigkeiten gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen; lediglich der konstante Faktor α_F muss angepasst werden. Dabei wurde als Bezugsdurchmesser der Kerndurchmesser des Gewindes herangezogen, da der Kern des Gewindes an der Lochwandung anliegt und diese beansprucht. Ein Rückrechnen des konstanten Faktors α_F aus den in den Versuchen ermittelten Maximallasten und eine anschließende statistische Auswertung (siehe Anhang B) führt zu den folgenden Ergebnissen:

	α_F
Mittelwert	5,0
Standardabweichung	0,46
Charakteristischer Wert	4,2
Wert aus EN 1993-1-3	3,2

Tabelle 4.2: Ergebnisse der statistischen Auswertung

Die Lochleibungstragfähigkeit kann somit mit folgenden Gleichungen berechnet werden:

Mittelwert:

$$F_{F,mean} = 5,0 \cdot f_{u,F} \cdot \sqrt{t_F^3 \cdot d_1} \quad (4.17)$$

Charakteristischer Wert:

$$F_{F,Rk} = 4,2 \cdot f_{u,F} \cdot \sqrt{t_F^3 \cdot d_1} \quad (4.18)$$

Die folgende Abbildung zeigt einen Vergleich zwischen den Versuchsergebnissen und den berechneten Werten.

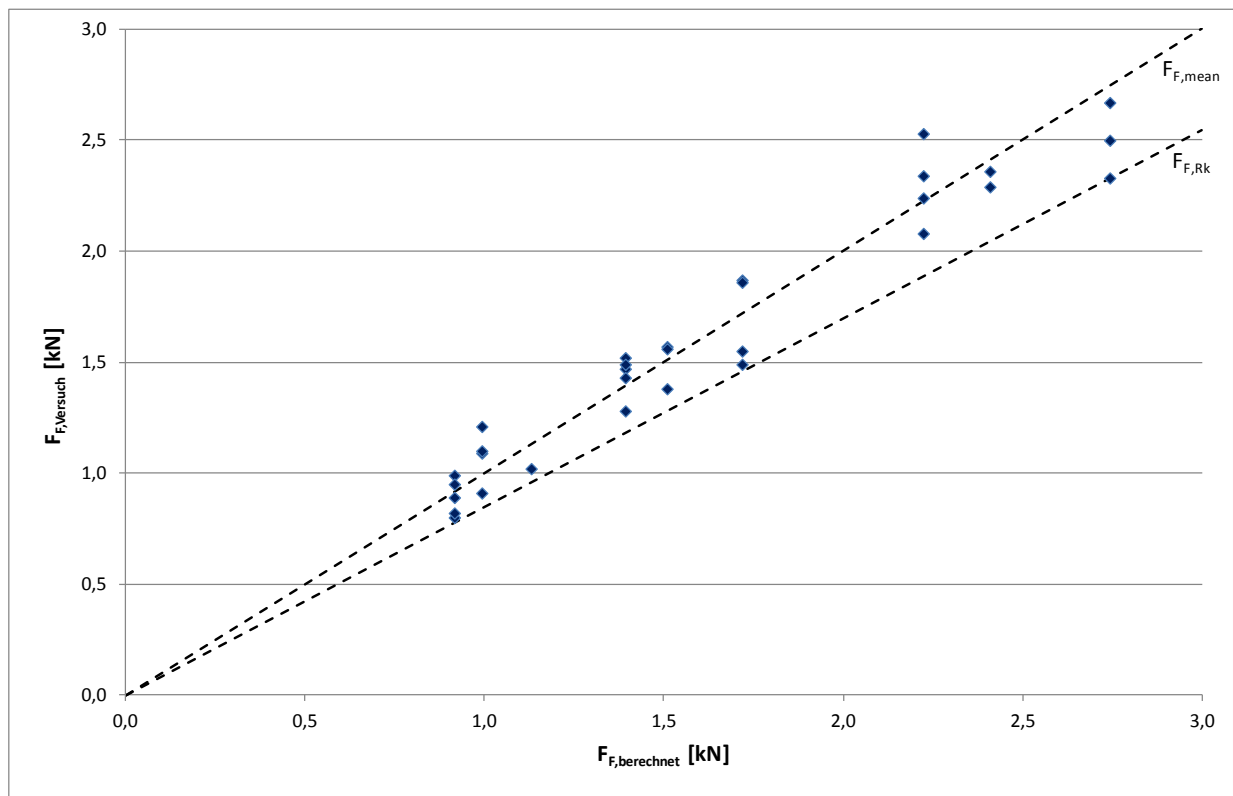


Abbildung 4.8: Vergleich zwischen Versuchsergebnissen und berechneten Tragfähigkeiten

Um die Last-Verschiebungsbeziehung beschreiben zu können, wurde zunächst die Anfangssteifigkeit untersucht. Aus den in den Versuchen ermittelten Last-Verschiebungsdiagrammen wurden die Anfangssteifigkeiten $k_{F,0}$ bestimmt (siehe Anhang B). Dabei wurden Versuche, bei welchen die Probekörper z.B. vor Versuchsbeginn unplanmäßig vorbelastet worden waren, nicht berücksichtigt (0,40-5,5-4, 0,40-5,5-5, 0,40-8,0-1, 0,50-6,3-2, 0,50-8,0-3, 0,75-5,5-3). Die Anfangssteifigkeiten sind in Abbildung 4.9 über der Blechdicke aufgetragen. Es besteht ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen Blechdicke und Anfangssteifigkeit, wohingegen der Einfluss des Schraubendurchmessers vernachlässigbar gering ist. Rückrechnen aus den Versuchsergebnissen ergibt für den konstanten Faktor den Mittelwert $A = 8,9 \text{ kN/mm}$. Die Anfangssteifigkeit kann also näherungsweise zu

$$k_{F,0} = 8900 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot t_F \quad (4.19)$$

berechnet werden. Diese Gleichung ist ebenfalls in Abbildung 4.9 dargestellt.

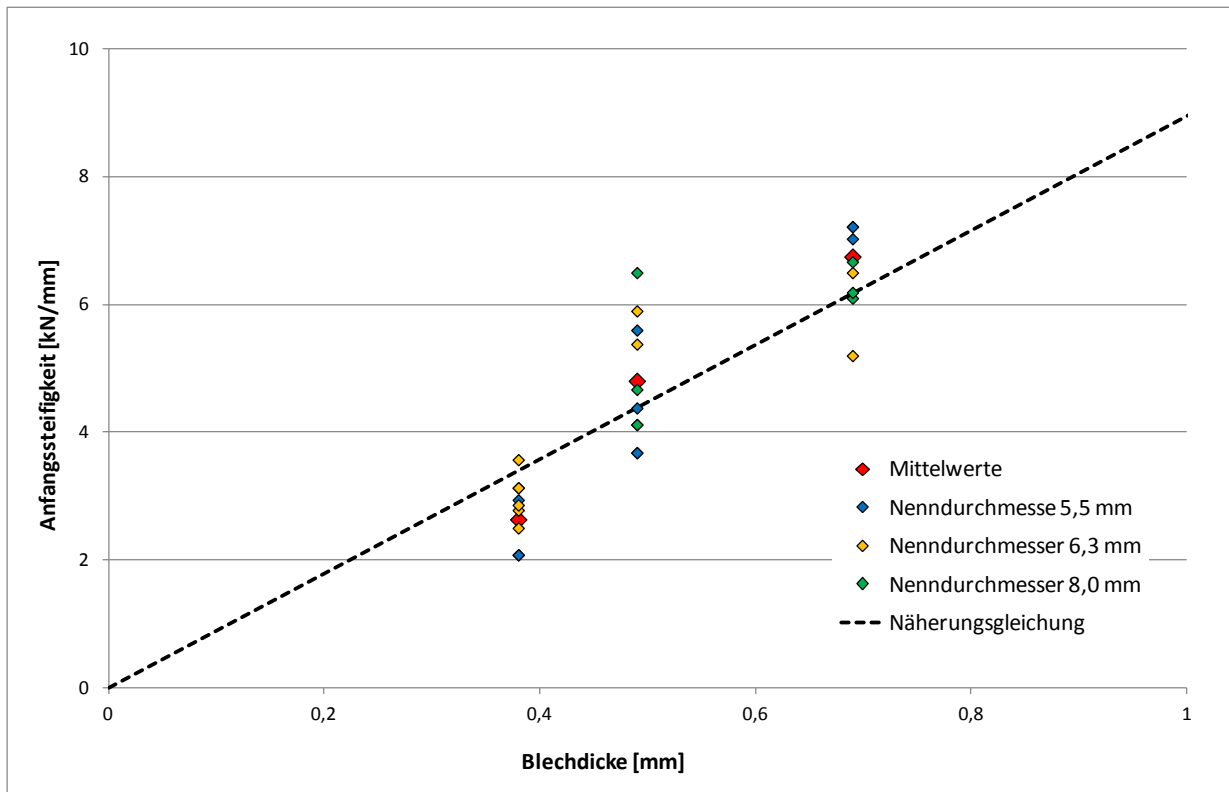


Abbildung 4.9: Anfangssteifigkeit für Lochleibung

Zur Beschreibung der Last-Verschiebungsbeziehung wird zunächst eine Ramberg-Osgood-Formulierung verwendet:

$$f(F_F) = \frac{F_F}{k_{F,0}} + p_{F,1} \cdot \left(\frac{F_F}{F_{F,1}} \right)^n \quad (4.20)$$

mit

$k_{F,0}$ Anfangssteifigkeit (Gleichung (4.19))

$F_{F,1}$ Referenzkraft

$p_{F,1}$ bleibende Verschiebung bei der Kraft $F_{F,1}$

n Potenz (beschreibt die Form der Kurve)

Zur Ermittlung der konstanten Faktoren $p_{F,1}$ und n in Gleichung (4.20) werden zwei Referenzkräfte sowie die zugehörigen Verschiebungen benötigt. Als Referenzkräfte wurden die charakteristische Lochleibungstragfähigkeit $F_{F,Rk}$ nach Gleichung (4.18) sowie $0,75 \cdot F_{F,Rk}$ gewählt.

Wie oben beschrieben, wurde der Bereich der Last-Verschiebungskurve mit näherungsweise konstanter Kraft bei der Versuchsauswertung nicht berücksichtigt. Die zu den Referenzkräften gehörigen Verschiebungen wurden daher wie auf Abbildung 4.10 dargestellt bestimmt (vgl. Anhang B). Die aus den einzelnen Versuchen ermittelten Verschiebungen an den Referenzpunkten sind in Abbildung 4.11 dargestellt. Offensichtlich hängen die Verschiebungen etwa linear von der Blechdicke ab und sind vom Schraubendurchmesser näherungsweise unabhän-

gig. Daher wurde für die weitere Versuchsauswertung der Mittelwert aller Versuche mit der derselben Kernblechdicke (Tabelle 4.3) verwendet.

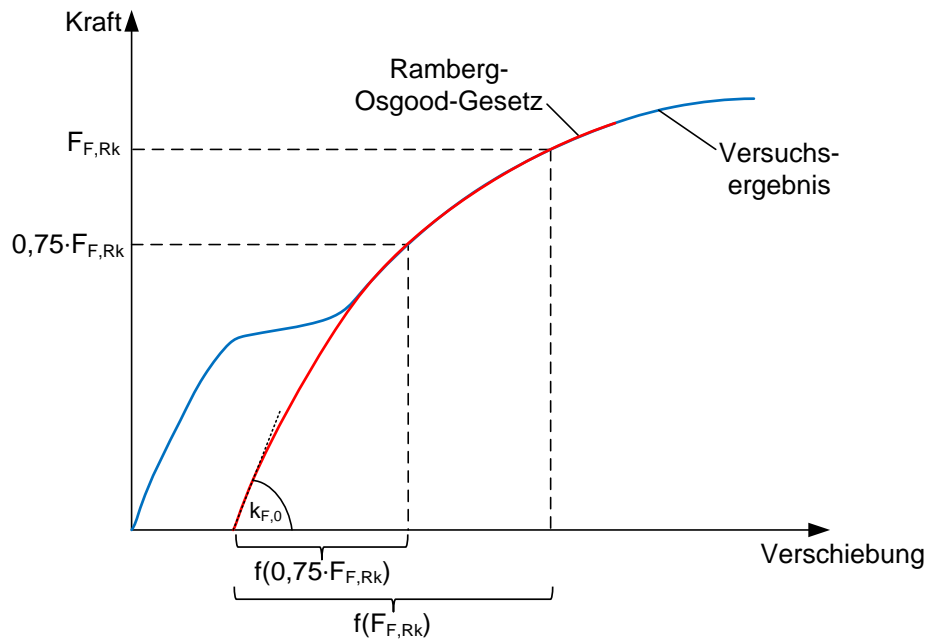


Abbildung 4.10: Grundsätzliches Vorgehen bei der Bestimmung der Verschiebungen an den Referenzpunkten

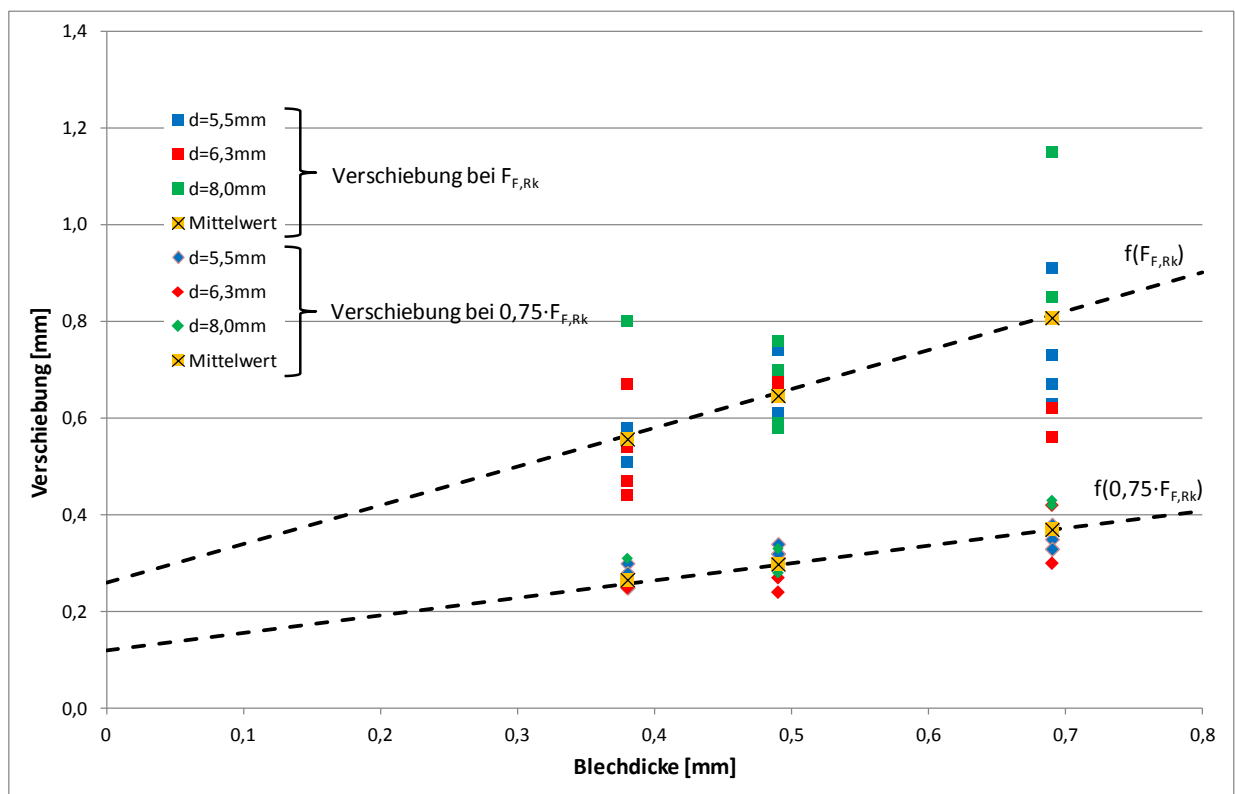


Abbildung 4.11: In den Versuchen ermittelte Verschiebungen

Blechdicke t_F [mm]	Verschiebung an den Referenzpunkten	
	$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})$ [mm]	$f(F_{F,Rk})$ [mm]
0,38	0,27	0,56
0,49	0,30	0,65
0,69	0,37	0,81

Tabelle 4.3: In den Versuchen ermittelte Verschiebungen (Mittelwerte)

Näherungsweise können die Verschiebungen an den Referenzpunkten durch die folgenden Gleichungen beschrieben werden:

$$f(F_{F,Rk}) = 0,26\text{mm} + 0,80 \cdot t_F \text{ [mm]} \quad (4.21)$$

$$f(0,75 \cdot F_{F,Rk}) = 0,12\text{mm} + 0,36 \cdot t_F \text{ [mm]} \quad (4.22)$$

Da dies für die Verwendung der Last-Verschiebungsbeziehung in der Bemessung wesentlich zweckmäßiger ist, wird anstelle der Ramberg-Osgood-Formulierung eine bilineare Näherung verwendet (Abbildung 4.12). Die zur bilinearen Kraft-Verschiebungsbeziehung gehörenden Steifigkeiten k_{FI} und k_{FII} können wie folgt berechnet werden:

$$k_{FI} = \frac{0,75 \cdot F_{F,Rk}}{f(0,75 \cdot F_{F,Rk})} = \frac{3,15 \cdot f_{u,F} \cdot \sqrt{t_F^3 \cdot d_1}}{0,12\text{mm} + 0,36 \cdot t_F} = \frac{26,25 \cdot f_{u,F} \cdot \sqrt{t_F^3 \cdot d_1}}{1\text{mm} + 3 \cdot t_F} \quad (4.23)$$

$$k_{FII} = \frac{F_{F,Rk} - 0,75 \cdot F_{F,Rk}}{f(F_{F,Rk}) - f(0,75 \cdot F_{F,Rk})} = 0,278 \cdot k_{FI} \quad (4.24)$$

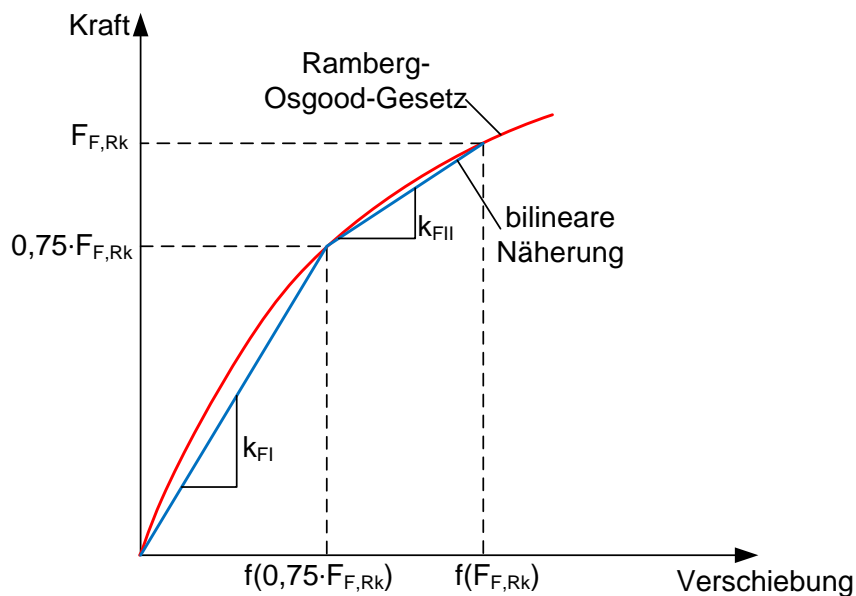


Abbildung 4.12: Ramberg-Osgood-Gesetz und bilineare Näherung

Die mit den Gleichungen (4.21) und (4.22) berechneten Verschiebungen sind ergänzend zu den Versuchsergebnissen in Abbildung 4.11 dargestellt. Insbesondere für die Verschiebung

$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})$ ist die Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen und der Näherungsberechnung gut. Da für Bemessungszwecke die Steifigkeit auf Gebrauchslastniveau benötigt wird, ist insbesondere die zu diesem Lastbereich gehörende Steifigkeit k_{FI} für die Bemessung relevant.

Da die Lochleibungssteifigkeit entsprechend Gleichung (4.23) linear von der charakteristischen Lochleibungstragfähigkeit abhängt, ist sie indirekt auch von der Zugfestigkeit des Bleches abhängig. Die Zugfestigkeit der in den Lochleibungsversuchen verwendeten Bleche betrug etwa 390 N/mm^2 , was der Mindestzugfestigkeit eines S320GD nach EN 10346 entspricht. Dies ist ein für die Deckschichten von Stahlsandwichenelementen üblicher Werkstoff. Das Verhältnis zwischen Zugfestigkeit und Streckgrenze lag bei den verwendeten Blechen zwischen 1,2 und 1,5. In Validierungsversuchen an Verbindungen zwischen einem Sandwichelement und einer Stahlunterkonstruktion wurden Elemente mit Deckschichten mit Zugfestigkeiten bis zu 455 N/mm^2 verwendet (vgl. Abschnitt 4.4.1); diese liegt etwas oberhalb der Mindestzugfestigkeit eines S350GD. Auch hier ergab sich eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung. Für Deckschichten mit niedrigerer Zugfestigkeit liegen keine Versuchsergebnisse vor. Da die Steifigkeit hauptsächlich vom E-Modul und nur indirekt über die Tragfähigkeit der Verbindung von der Zugfestigkeit der Deckschichten abhängt, kann jedoch davon ausgegangen werden, dass eine lineare Extrapolation der Steifigkeiten für kleinere Zugfestigkeiten auf der sicheren Seite liegt und die Gleichungen (4.23) für die Stahlsorten S220GD bis S350GD angewendet werden kann. Das Verhältnis zwischen Streckgrenze und Zugfestigkeit liegt für diese Stähle zwischen 1,2 und 1,4. Dieser Bereich wird durch die in den Versuchen verwendeten Bleche ebenfalls abgedeckt.

4.2.2.4 Verdrehbehinderung am Schraubenkopf

Um den Einfluss der Verdrehbehinderung durch die an der äußeren Deckschicht anliegende Dichtscheibe zu untersuchen, wurden Versuche an Verbindungen von Sandwichelementen mit einer Stahlunterkonstruktion durchgeführt. Dazu wurden die Probekörper innerhalb einer Versuchsserie unterschiedlich ausgeführt: Ein Teil wurde wie in der praktischen Anwendung üblich anschlagorientiert verschraubt, d.h. die Dichtscheibe lag an der äußeren Deckschicht an (Versuchsserie -a). Der zweiten Teil wurde so verschraubt, dass zwischen Dichtscheibe und äußerer Deckschicht ein Spalt entstand, wodurch sich der Schraubenkopf frei verdrehen kann, d.h. es treten keine Effekte aus einer eventuell vorhandenen Verdrehbehinderung am Schraubenkopf auf (Versuchsserie -b).

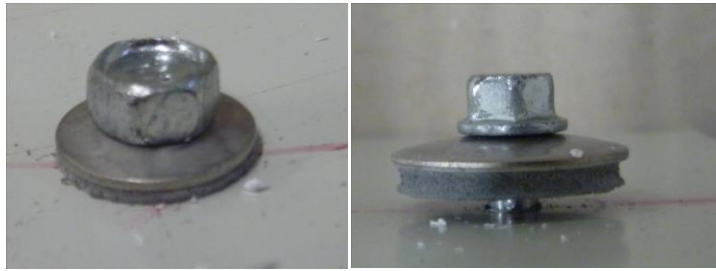


Abbildung 4.13: Verbindungen für Versuchsserien a und b

Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.14 dargestellt. Er lehnt sich an die ECCS-Empfehlungen zur Prüfung von Verbindungen von Sandwichelementen [59] an. Abweichend von den Empfehlungen in [59] wurden je Versuch zwei Verbindungen geprüft. Durch den symmetrischen Aufbau wird ein am realen Bauteil nicht vorhandenes Schiefstellen der gesamten Verbindung unter Last vermieden. Die Verschiebungen werden als Summen der Verschiebungen von zwei Verbindungen gemessen. Bei den im Folgenden dargestellten Last-Verschiebungsbeziehungen ist daher stets die halbe im Versuch gemessene Verschiebung angegeben.

In Abbildung 4.15 sind die Last-Verschiebungskurven für die Versuche an Verbindungen mit und ohne Kopfeinspannung einander gegenübergestellt.

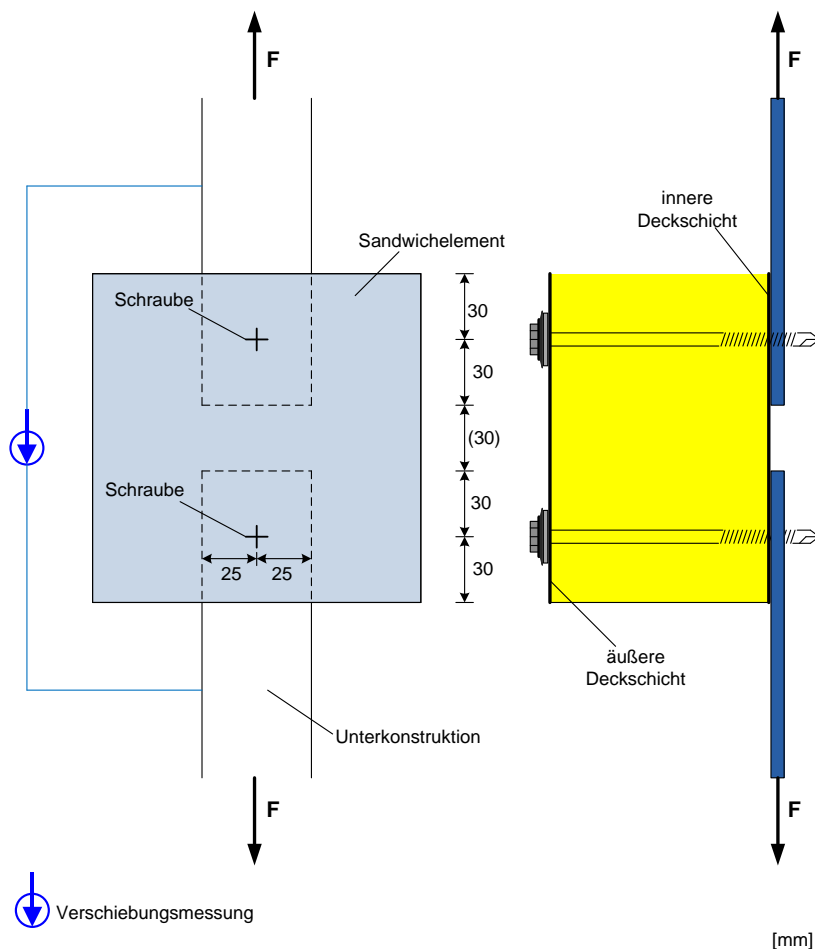


Abbildung 4.14: Versuche an Verbindungen zwischen Sandwichelement und Unterkonstruktion

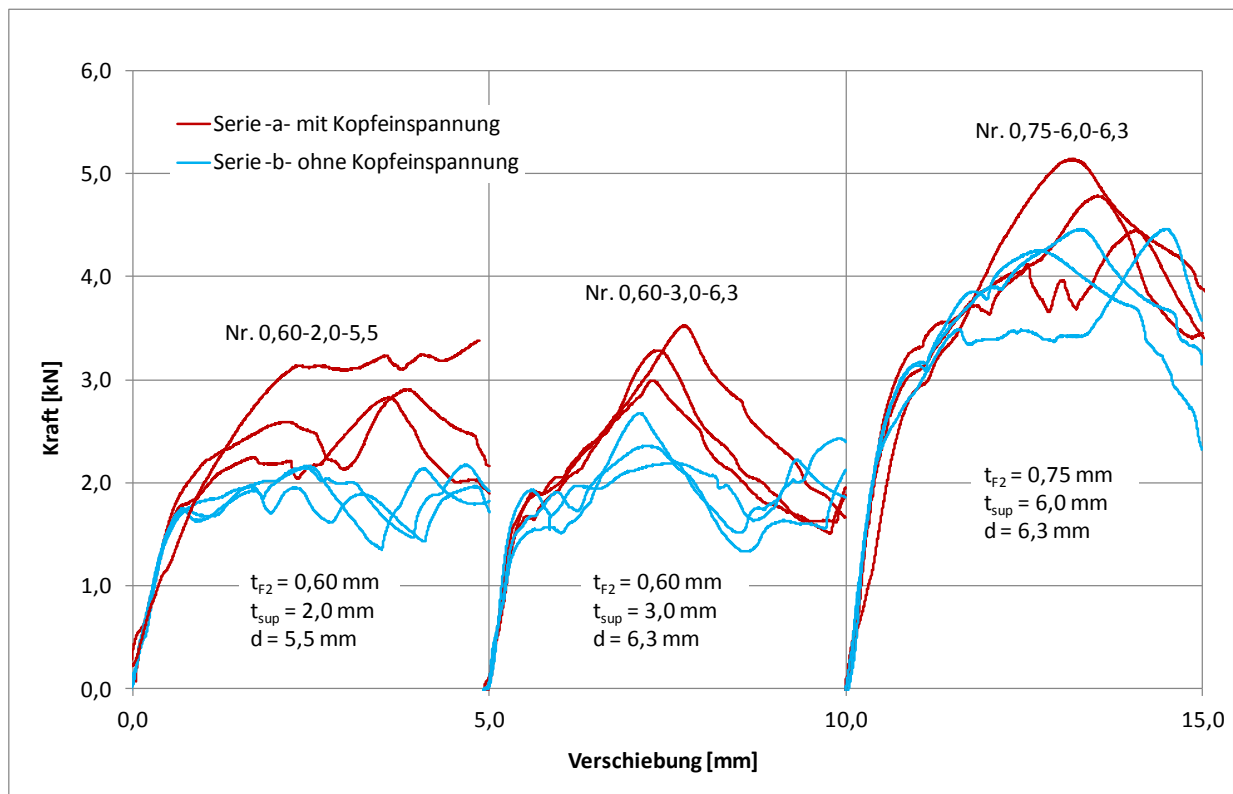


Abbildung 4.15: Last-Verschiebungsdiagramme für Versuche zur Untersuchung der Verdrehbehinderung am Schraubenkopf

Im ersten näherungsweise linearen Bereich der Last-Verschiebungskurven ist kein Einfluss der Verdrehbehinderung am Schraubenkopf zu erkennen. Erst nach dem näherungsweise linearen Bereich unterscheiden sich die Verläufe der Versuchsserien a und b. Bei den Verbindungen mit an der Deckschicht anliegender Dichtscheibe steigt die Kraft im zweiten Bereich der Kurve etwas weiter an. Dies wird durch eine leichte Schiefstellung der Schraube verursacht. Einen Teil der Beanspruchung tragen die Verbindungselemente dann nicht mehr als Querkraft, sondern als Zugnormalkraft ab. Haben die Verbindungen einen Spalt zwischen äußerer Deckschicht und Dichtscheibe, können Sie jedoch keine Zugkräfte aufnehmen. Daher verhalten sich die Verbindungen der Versuchsserie a etwas steifer und es werden etwas höhere Kräfte erreicht. Mit zunehmender Dicke der Unterkonstruktion nimmt der Unterschied zwischen den beiden Versuchsserien ab. Bei dickerer Unterkonstruktion ist die Einspannung der Schraube in die Unterkonstruktion steifer. Daher sind die Schiefstellung und damit auch der Anteil der Kraft, der als Normalkraft abgetragen wird, geringer. Da die Steifigkeit der Verbindung hauptsächlich für den Gebrauchslastbereich benötigt wird, ist nur der erste Bereich der Last-Verformungskurve, in welchem die Beanspruchung ausschließlich über Querkräfte abgetragen wird, relevant. Auf diesen Bereich hat eine eventuelle Verdrehbehinderung am Schraubenkopf keinen Einfluss, weshalb sie vernachlässigt werden kann. Das mechanische Modell kann daher durch Entfernen der Drehfeder am Schraubenkopf vereinfacht werden. Das vereinfachte mechanische Modell ergibt außerdem auf der sicheren Seite liegende Querkrafttragfähigkeiten. Die Vernachlässigung des Zuganteils bei der Tragfähigkeitsbestimmung

hat zudem den Vorteil, dass bei der Bemessung der Verbindung nicht wie üblich die Interaktion zwischen Querkraft und Normalkraft zu berücksichtigen ist. Die Querkraft beansprucht ausschließlich die innere Deckschicht, während die Normalkraft über die äußere Deckschicht abgetragen wird.

4.2.3 Einfluss der äußeren Deckschicht

Um den Einfluss der äußeren Deckschicht auf die Steifigkeit der Verbindung abzuschätzen, wurde deren Einfluss auf die Steifigkeit k_{VI} im Anfangsbereich der Last-Verschiebungsbeziehung untersucht. Hierzu wurde die Lochleibungssteifigkeit k_{F1} der äußeren Deckschicht variiert und der Einfluss dieser Variation auf die Steifigkeit k_{VI} der Verbindung betrachtet. In Abbildung 4.16 sind für eine beispielhafte Verbindung die Steifigkeiten für die beiden Extremfälle – starres Auflager und keine Auflager - dargestellt. Zusätzlich ist die Verbindungssteifigkeit für $k_{F1} = k_{F2}$ und für $k_{F1} = 0,1 \cdot k_{F2}$ abgebildet. Sogar wenn die Lochleibungssteifigkeit k_{F1} der oberen Deckschicht nur 10% der Steifigkeit k_{F2} der unteren Deckschicht beträgt, entspricht die Steifigkeit k_{VI} der gesamten Verbindung nahezu der Steifigkeit, die sich für ein starres Lager ergäbe. In die obere Deckschicht werden nur äußerst geringe Kräfte eingeleitet. Dies ist auch in Versuchen an Verbindungen zu erkennen. Selbst nach Aufbringen großer Verschiebungen treten an der äußeren Deckschicht keine Langlöcher auf, während die Langlöcher an der inneren Deckschicht sehr ausgeprägt sind. Zur Ermittlung der Verbindungssteifigkeit kann die äußere Deckschicht also als starres Auflager angesetzt werden. Dies führt zu einer weiteren Vereinfachung des mechanischen Modells und der zugehörigen Gleichungen.

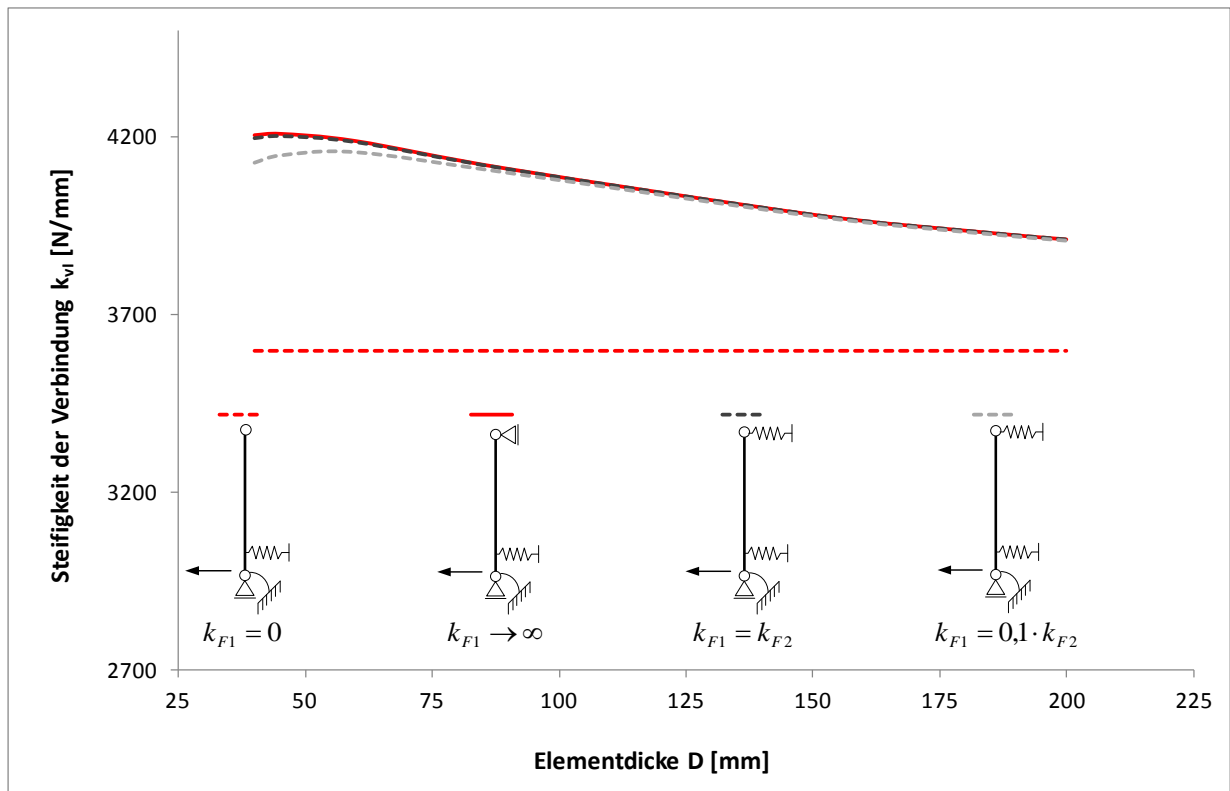


Abbildung 4.16: Einfluss der äußeren Deckschicht

4.2.4 Vereinfachtes mechanisches Modell

Für das vereinfachte mechanische Modell ohne Verdrehbehinderung am Schraubenkopf und mit starrem Auflager an der äußeren Deckschicht ergibt sich die in Abbildung 4.17 dargestellte Last-Verschiebungsbeziehung. Da die Lochleibung am inneren Deckblech für die Last-Verschiebungsbeziehung der Verbindung dominant ist, ist diese analog zur Last-Verschiebungsbeziehung für die Lochleibung bilinear.

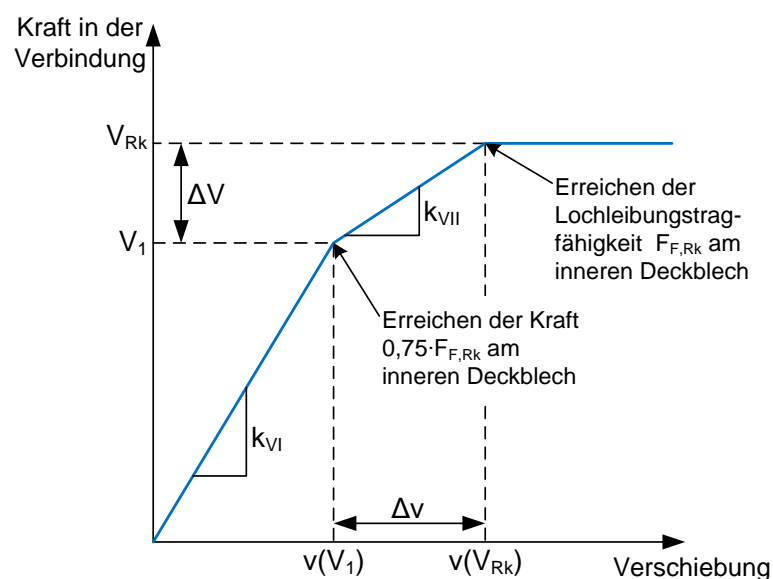


Abbildung 4.17: Bilineare Lastverschiebungsbeziehung für Verbindung

Wertet man das mechanische Modell mathematisch aus, kann der Faktor x_F bestimmt werden, der den Anteil der auf die Verbindung einwirkenden Kraft beschreibt, der durch die innere Deckschicht abgetragen wird. Dieser Faktor kann auch Werte über 1,0 annehmen; die Kraft an der äußeren Deckschicht wirkt in diesen Fällen in dieselbe Richtung wie die auf die Verbindung einwirkende Kraft. Die Kraft an der inneren Deckschicht ist dann größer als die auf die Verbindung einwirkende äußere Kraft.

$$x_{Fi} = 1 - \frac{\frac{1}{k_{Fi}} - \frac{D \cdot t_{\text{sup}}}{2 \cdot C_{\text{sup}}} - \frac{D \cdot t_{\text{sup}}^2}{8 \cdot EI}}{\frac{1}{k_{Fi}} + \frac{D^2}{C_{\text{sup}}} + \frac{D^2 \cdot (2 \cdot D + 3 \cdot t_{\text{sup}})}{6 \cdot EI}} \quad (4.25)$$

$i = I, II$

Der Index I beschreibt den ersten, der Index II den zweiten Abschnitt der bilinearen Funktion. Wirkt am inneren Deckblech die Kraft $0,75 \cdot F_{F,Rk}$, d.h. das Ende des ersten linearen Bereichs der Last-Verschiebungsbeziehung ist erreicht, wirkt auf die Gesamtverbindung die Kraft V_1 ein:

$$V_1 = \frac{0,75 \cdot F_{F,Rk}}{x_{FI}} \quad (4.26)$$

Die durch die Kraft V_1 in der Verbindung verursachte Verschiebung beträgt:

$$v(V_1) = V_1 \cdot \left[\frac{x_{FI}}{k_{FI}} + \frac{t_{\text{sup}}^2 + 2 \cdot (1 - x_{FI}) \cdot D \cdot t_{\text{sup}}}{4 \cdot C_{\text{sup}}} + \frac{3 \cdot (1 - x_{FI}) \cdot D \cdot t_{\text{sup}}^2 + 2 \cdot t_{\text{sup}}^3}{24 \cdot EI} \right] \quad (4.27)$$

Bis zum Erreichen der Lochleibungstragfähigkeit an der inneren Deckschicht und damit der Tragfähigkeit der Verbindung kann die zusätzliche Kraft ΔV aufgenommen werden:

$$\Delta V = \frac{0,25 \cdot F_{F,Rk}}{x_{FII}} \quad (4.28)$$

Die aus der Kraft ΔV resultierende zusätzliche Verschiebung ist:

$$\Delta v = \Delta V \cdot \left[\frac{x_{FII}}{k_{FII}} + \frac{t_{\text{sup}}^2 + 2 \cdot (1 - x_{FII}) \cdot D \cdot t_{\text{sup}}}{4 \cdot C_{\text{sup}}} + \frac{3 \cdot (1 - x_{FII}) \cdot D \cdot t_{\text{sup}}^2 + 2 \cdot t_{\text{sup}}^3}{24 \cdot EI} \right] \quad (4.29)$$

Die Tragfähigkeit der Verbindung sowie die Gesamtverschiebung bei Erreichen der Tragfähigkeit ergeben sich zu:

$$V_{Rk} = V_1 + \Delta V \quad (4.30)$$

$$v(V_{Rk}) = v(V_1) + \Delta v \quad (4.31)$$

Aus den Verbindungskräften und den zugehörigen Verschiebungen können schließlich die Verbindungssteifigkeiten ermittelt werden:

$$k_{VI} = \frac{V_1}{v(V_1)} = \frac{1}{\frac{x_{FI}}{k_{FI}} + \frac{t_{\text{sup}}^2 + 2 \cdot (1 - x_{FI}) \cdot D \cdot t_{\text{sup}}}{4 \cdot C} + \frac{3 \cdot (1 - x_{FI}) \cdot D \cdot t_{\text{sup}}^2 + 2 \cdot t_{\text{sup}}^3}{24 \cdot EI}} \quad (4.32)$$

$$k_{VII} = \frac{\Delta V}{\Delta v} = \frac{1}{\frac{x_{FII}}{k_{FII}} + \frac{t_{sup}^2 + 2 \cdot (1 - x_{FII}) \cdot D \cdot t_{sup}}{4 \cdot C} + \frac{3 \cdot (1 - x_{FII}) \cdot D \cdot t_{sup}^2 + 2 \cdot t_{sup}^3}{24 \cdot EI}} \quad (4.33)$$

4.2.5 Tragfähigkeit der Verbindung

In Abschnitt 4.2.2.3 wurde die Lochleibungstragfähigkeit eines einzelnen Blechs, jedoch nicht die Tragfähigkeit einer Verbindung zwischen Sandwichelement und Unterkonstruktion ermittelt. Die Tragfähigkeit einer Verbindung wird durch die Lochleibungstragfähigkeit des inneren Deckblechs beschränkt. Auf Abbildung 4.18 ist für beispielhafte Verbindungen das Verhältnis von Lochleibungstragfähigkeit $F_{F,Rk}$ (Gleichung (4.18)) und Verbindungstragfähigkeit V_{Rk} (Gleichung (4.30)) dargestellt. Dabei wird der übliche Anwendungsbereich, d.h. Deckblechdicken zwischen 0,40 mm und 0,75 mm, Unterkonstruktionsdicken zwischen 1,5 mm und 10 mm und Schraubennendurchmesser zwischen 5,5 mm und 8,0 mm, betrachtet.

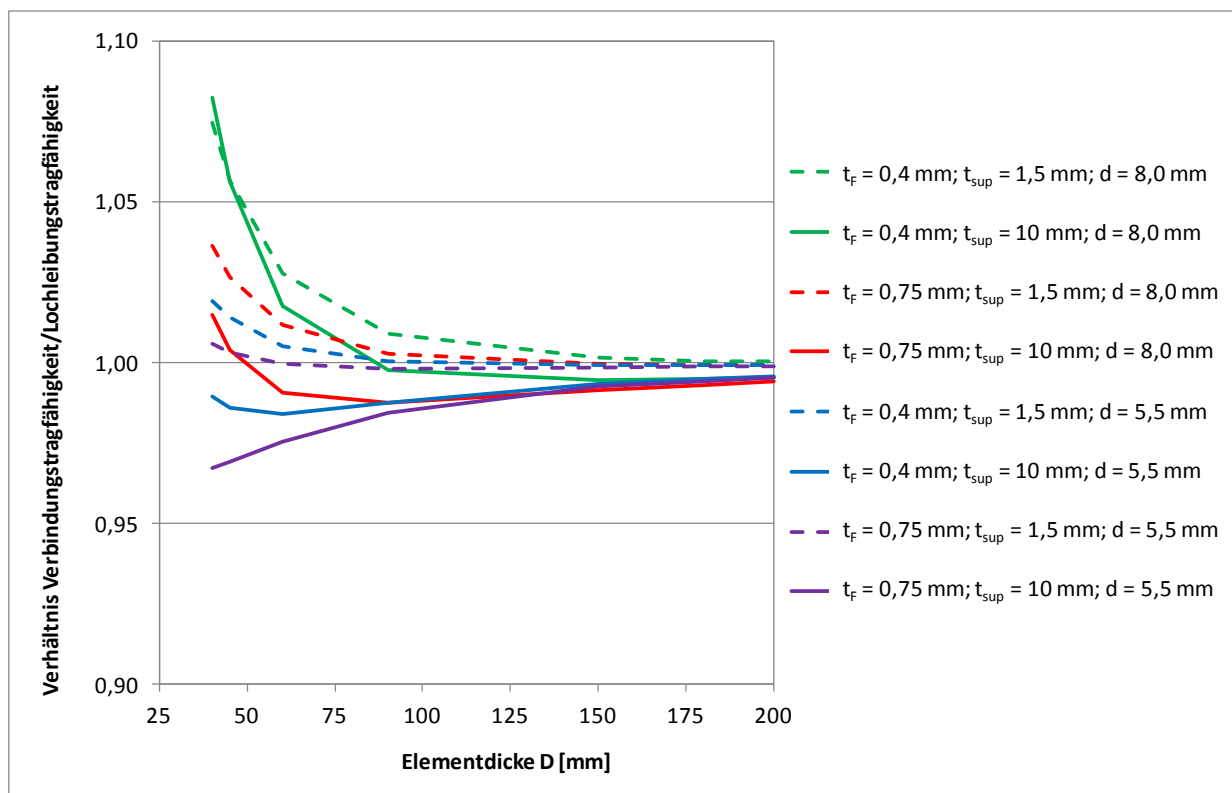


Abbildung 4.18: Verhältnis zwischen Verbindungs- und Lochleibungstragfähigkeit

In einigen Fällen liegt die Verbindungstragfähigkeit unterhalb der Lochleibungstragfähigkeit. In diesen Fällen ist die an der inneren Deckschicht wirkende Lochleibungskraft größer als die auf die Verbindung einwirkende Gesamtkraft. Dieser Effekt tritt insbesondere bei vergleichsweise dicker Unterkonstruktion auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass ein großer (rechnerischer) Abstand t^* zwischen Unterkonstruktion und innerer Deckschicht (vgl. Abbildung 4.4) an der äußeren Deckschicht zu einer Kraft in Richtung der auf die Verbindung wirkenden Kraft führt.

Die Kraft an der äußeren Deckschicht ist jedoch in allen Fällen sehr gering. Für den hier betrachteten Bereich beträgt die Verbindungstragfähigkeit stets mindestens 95 % der Lochleibungstragfähigkeit. Daher kann unter Vernachlässigung dieser geringen Abweichung vereinfachend die Lochleibungstragfähigkeit des inneren Deckblechs als Querkrafttragfähigkeit der Verbindung angesetzt werden:

$$V_{Rk} \approx F_{F,Rk} = 4,2 \cdot \sqrt{t_{F2}^3 \cdot d_1} \cdot f_{u,F2} \quad (4.34)$$

4.3 Steifigkeit von Verbindungen in der Längsfuge

4.3.1 Einführung

Dachelemente sind üblicherweise nicht nur mit ihrer Unterkonstruktion verbunden, sondern haben zusätzlich in den Längsfugen Verbindungen zu den benachbarten Elementen. Die Tragfähigkeit solcher Verbindungen zwischen zwei Blechen kann entsprechend EN 1993-1-3 rechnerisch ermittelt werden. Jedoch sind die dort angegebenen Formeln nur für gewindefurchende Schrauben und nicht für die üblicherweise in den Längsfugen verwendeten Bohrschrauben gültig. Zunächst wurde daher die häufige Praxis, auch Verbindungen mit Bohrschrauben entsprechend EN 1993-1-3 zu bemessen, überprüft.

Da an den Längsstößen immer zwei Bleche gleicher Dicke miteinander verbunden werden, ergibt sich zur Ermittlung der Tragfähigkeit die Gleichung:

$$V_{Rk} = 3,2 \cdot f_{u,F1} \cdot \sqrt{d \cdot t_{F1}^3} \quad (4.35)$$

mit

t_{F1} Dicke der äußeren Deckschicht

$f_{u,F1}$ Zugfestigkeit der äußeren Deckschicht

Abbildung 4.19 zeigt einen Vergleich zwischen nach EN 1993-1-3 berechneten und in Versuchen ermittelten charakteristischen Tragfähigkeitswerten. Die experimentell ermittelten Werte wurden den europäischen technischen Zulassungen [18], [19], [20], [21] und [22] entnommen. Da diese Werte auf die Mindestkernblechdicke (Nennblechdicke abzüglich der halben Toleranz nach EN 10143 und 0,04 mm Zink) normiert sind [10], [68], wurde auch für die rechnerische Tragfähigkeitsermittlung die Mindestkernblechdicke verwendet.

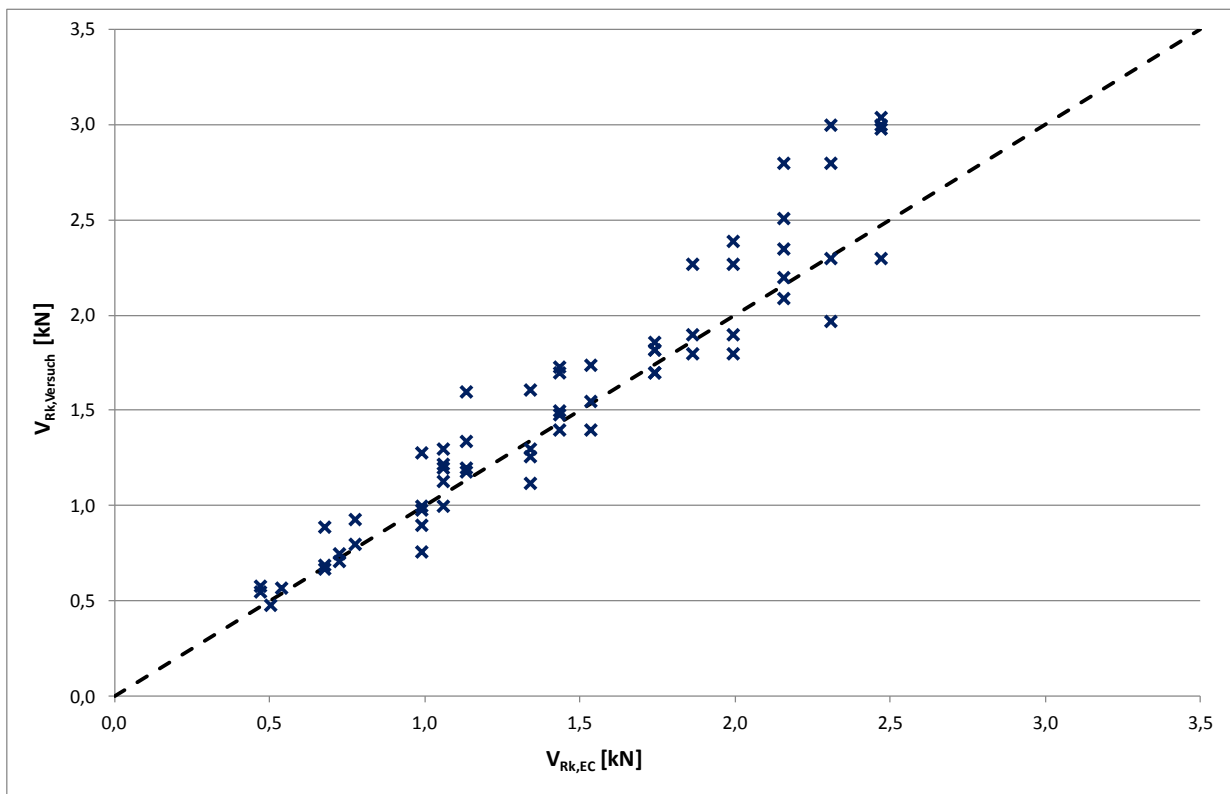


Abbildung 4.19: Vergleich zwischen berechneter und in Versuchen bestimmter Tragfähigkeit

Zwischen den berechneten und den in Versuchen ermittelten Werten zeigt sich eine recht gute Korrelation; die Bemessungsgleichungen aus EN 1993-1-3 werden daher im Folgenden auch auf Verbindungen mit Bohrschrauben angewendet. Um die Verbindungen bei der Bemessung von durch Schub in ihrer Ebene beanspruchten Sandwichelementen rechnerisch berücksichtigen zu können, muss jedoch neben der Tragfähigkeit auch die Steifigkeit bekannt sein. Daher wurden Versuche an Verbindungen durchgeführt und daraus Gleichungen zur rechnerischen Ermittlung der Steifigkeit entwickelt.

4.3.2 Versuche an Längsstoßverbindungen

Der verwendete Versuchsaufbau (Abbildung 4.21) lehnt sich an die ECCS-Empfehlungen zur Prüfung von Verbindungen [59], [68] an. Abweichend von den Vorgaben in [59] und [68] wurden die Prüfkörper symmetrisch aufgebaut, d.h. es wurden zwei Verbindungen je Versuch geprüft. Die Last-Verschiebungsbeziehungen beziehen sich jeweils auf eine Verbindung, d.h. es ist jeweils die halbe im Versuch gemessene Verschiebung angegeben.

Die in allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen und Europäischen technischen Zulassungen angegebenen charakteristischen Tragfähigkeiten werden an Verbindungen von unmittelbar aufeinander liegenden Blechen ermittelt. Am Längsstoß von Sandwichelementen ist jedoch häufig ein Dichtband zwischen den beiden Deckblechen angeordnet (Abbildung 4.20). Um zu untersuchen, ob das Dichtband einen Einfluss auf das Tragverhalten der Verbindung hat, wurden sowohl Versuche mit direkt aufeinander liegenden Blechen als auch mit Dichtband zwischen den Blechen durchgeführt. Hierfür wurde ein Dichtband LS-15/2-3 (vorkompri-

miertes Band aus offenzelligem Polyurethan-Schaumstoff, Dicke 3 mm) verwendet. Die Versuche sind im Anhang B dokumentiert; die Materialkennwerte der in den Versuchen verwendeten Sandwichelemente und Bleche sowie die Verbindungselemente sind im Anhang A dokumentiert.

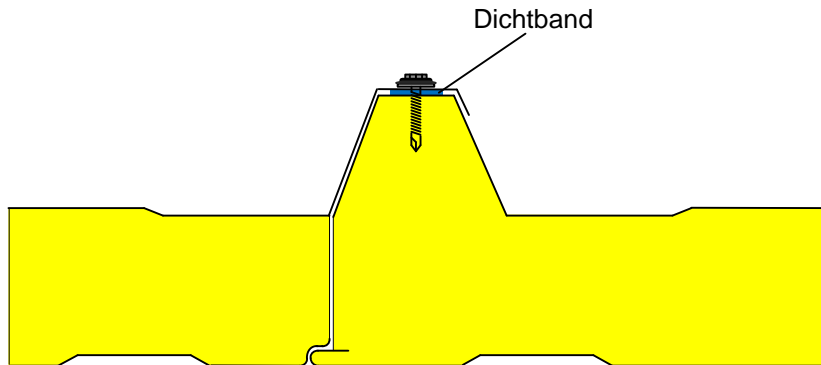


Abbildung 4.20: Verbindung im Längsstoß mit Dichtband

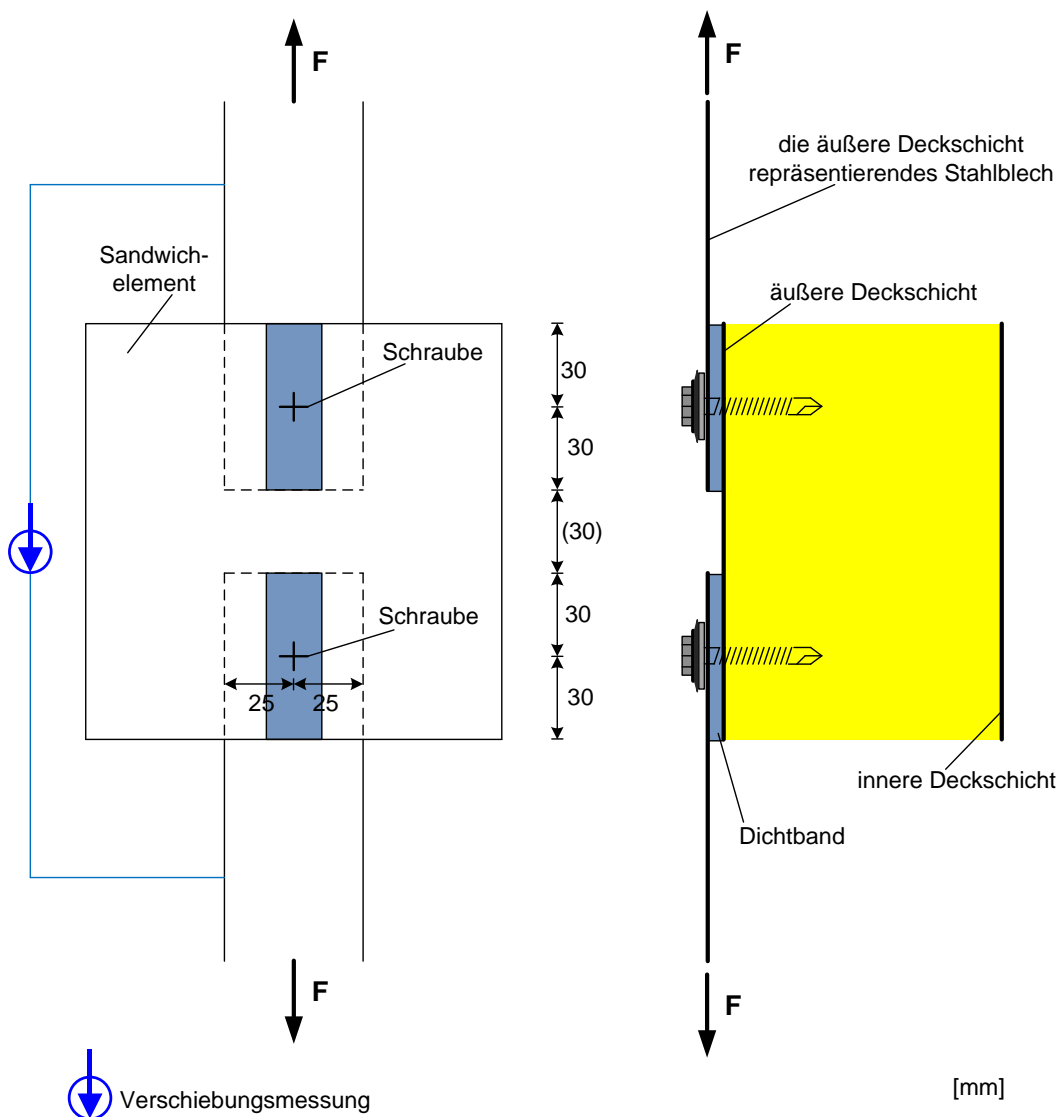


Abbildung 4.21: Versuchsaufbau für Versuche an Verbindungen im Längsstoß

4.3.3 Auswertung der Versuche

Aus den Versuchen wurde zunächst die maximale Kraft bestimmt. Hierfür wurde die Definition aus [68] herangezogen, d.h. die Maximalkraft entspricht dem ersten lokalen Maximum der Last-Verformungskurve. Die Mittelwerte der ermittelten Maximallasten sind in Tabelle 4.4 zusammengestellt; die Einzelwerte sind in Anhang B angegeben.

Blechdicke t_{F1} [mm]	Zugfestigkeit $f_{u,F1}$ [N/mm ²]	Nenndurchmesser d [mm]	Maximallast [kN] Mittelwerte	
			ohne Dichtband	mit Dichtband
0,47	404	4,8	0,87	0,87
0,47	404	5,5	1,08	1,02
0,47	404	6,3	1,17	1,14
0,69	387	4,8	1,67	1,94
0,69	387	5,5	1,91	2,05
0,69	387	6,3	2,31	2,24

Tabelle 4.4: Maximallasten in Versuchen an Längsstoßverbindungen

Bezüglich der Maximallast zeigen die Versuche an Verbindungen mit und ohne Dichtband keinen signifikanten Unterschied. Offensichtlich hat das Dichtband keinen oder zumindest nur einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung. Die an Verbindungen ohne Dichtband ermittelten Tragfähigkeiten können also auch für die an Längsstößen von Sandwichelementen üblichen Verbindungen mit einem vorkomprimierten Dichtband bis etwa 3 mm Dicke verwendet werden. Solche Dichtbänder wurden in den Versuchen verwendet und entsprechen der üblichen Praxis.

Die Verbindungssteifigkeit k_V wurde als Sekantensteifigkeit für 50 % der charakteristischen Tragfähigkeit, also auf Gebrauchslastniveau, ermittelt:

$$k_V = \frac{0,5 \cdot V_{Rk}}{v(0,5 \cdot V_{Rk})} \quad (4.36)$$

Zur Versuchsauswertung wurde die charakteristische Tragfähigkeit nach EN 1993-1-3 (Gleichung (4.35)) herangezogen.

Wie für die Tragfähigkeit ergibt sich auch für die Steifigkeit kein signifikanter Unterschied für Verbindungen mit und ohne Dichtband. Daher wurden die Versuchsserien an Verbindungen mit und ohne Dichtband jeweils zusammen ausgewertet.

In Tabelle 4.5 sind die Mittelwerte der aus den Versuchen ermittelten Steifigkeiten angegeben (Einzelwerte siehe Anhang B). Dabei wurden einige Versuche, bei denen es durch ein Rutschen der Wegaufnehmer auf der Probe zu nicht korrekten Ergebnissen bei der Verschiebungsmessung kam, nicht berücksichtigt. Die Steifigkeit hängt etwa linear von der Kernblechdicke und vom Nenndurchmesser des Verbindungselements ab. Dies ist auch in Abbildung

4.22 zu erkennen, wo die Mittelwerte der Steifigkeit über dem Produkt aus Kernblechdicke und Nenndurchmesser aufgetragen sind. In Tabelle 4.5 ist für die einzelnen Versuchsserien der sich aus der linearen Abhängigkeit ergebende konstante Faktor $k_V/(t_{F1} \cdot d)$ angegeben.

Versuchsserie Nr.	Blechdicke t_{F1} [mm]	Nenndurchmesser d [mm]	Steifigkeit (Mittelwert) k_V [kN/mm]	$k_V/(t_{F1} \cdot d)$ [kN/mm ³]
0,50-4,8	0,47	4,8	4,42	1,96
0,50-5,5	0,47	5,5	4,57	1,77
0,50-6,3	0,47	6,3	5,66	1,91
0,75-4,8	0,69	4,8	5,75	1,73
0,75-5,5	0,69	5,5	7,65	2,02
0,75-6,3	0,69	6,3	8,82	2,03
Mittelwert				1,90
Standardabweichung				0,12
charakteristischer Wert				1,63

Tabelle 4.5: Verbindungssteifigkeit

Somit kann die Steifigkeit einer Verbindung am Längsstoß nach folgender Gleichung berechnet werden.

$$k_V = 1900 \frac{N}{mm^3} \cdot t_{F1} \cdot d \quad (4.37)$$

Die nach Gleichung (4.37) bestimmten Werte sind zum Vergleich ebenfalls in Abbildung 4.22 dargestellt.

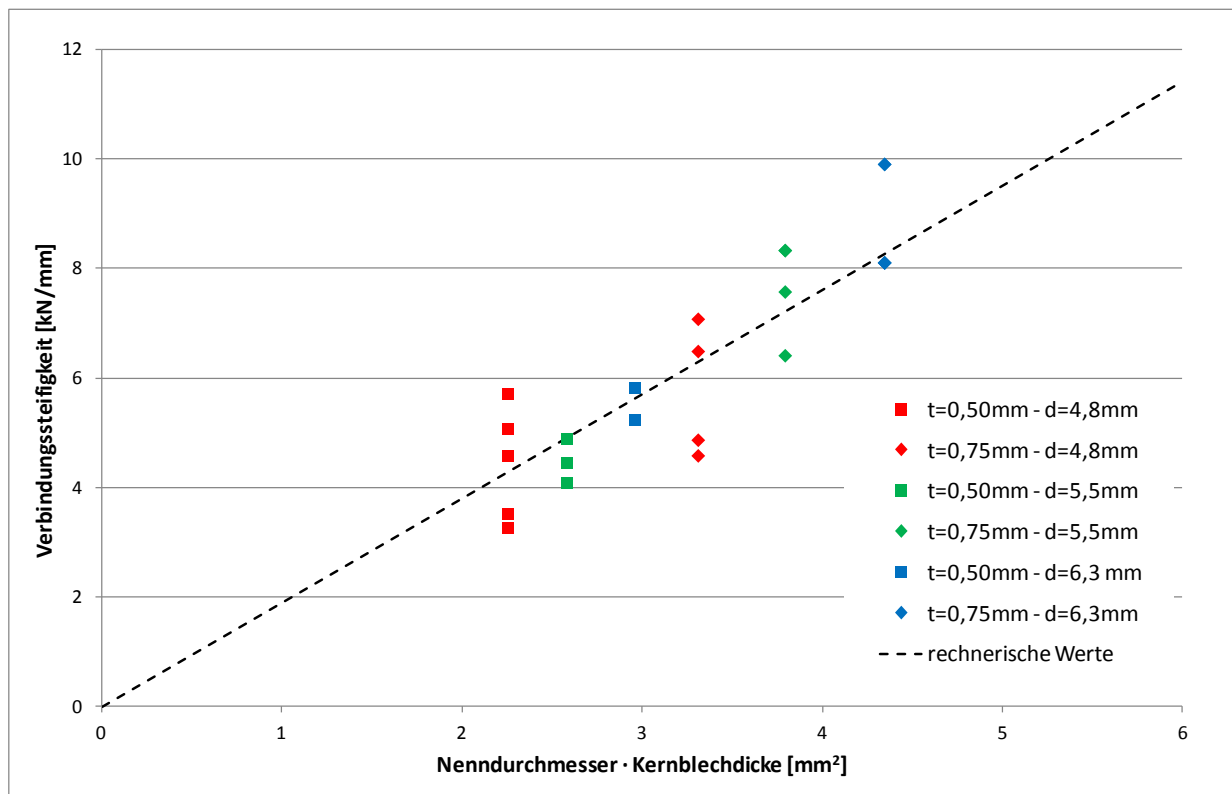


Abbildung 4.22: Abhängigkeit der Steifigkeit von Nenndurchmesser und Blechdicke

4.4 Validierung der Berechnungsansätze

4.4.1 Verbindungen zwischen Sandwichelementen und Stahlunterkonstruktionen

Zur Validierung der in Abschnitt 4.2 entwickelten Berechnungsgleichungen wurden Versuche an Verbindungen zwischen einem Sandwichelement und einer Stahlunterkonstruktion durchgeführt. Der Versuchsaufbau entspricht dem in Abbildung 4.14 dargestellten. Die Versuche sind in Anhang B, die verwendeten Verbindungselemente sowie die Materialkennwerte der Sandwichelemente und Bleche in Anhang A dokumentiert. Im Anhang B sind die in den Versuchen ermittelten Last-Verschiebungskurven den nach Gleichung (4.25) bis (4.31) berechneten bilinearen Kurven gegenübergestellt. Hier ist zu erkennen, dass sich insbesondere für den ersten Bereich der Last-Verschiebungskurven, welcher für die Bemessung relevant ist, eine gute Übereinstimmung zwischen dem berechneten und dem im Versuch ermittelten Kurvenverlauf ergibt.

In den Last-Verschiebungskurven in Anhang B ist zusätzlich der nach Gleichung (4.17) berechnete Mittelwert der Tragfähigkeit dargestellt. Dieser Wert liegt meist etwa im Bereich eines Steigungswechsels, welcher durch das Erreichen der Lochleibungstragfähigkeit an der inneren Deckschicht und ein anschließendes Schiefstellen der Schraube verursacht wird. Dies zeigt, dass mit dem oben entwickelten Berechnungsverfahren neben der Steifigkeit auch die Tragfähigkeit (unter Vernachlässigung von Zuganteilen) recht gut ermittelt werden kann.

Neben im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen wurden auch Versuche aus dem Schrifttum zur Validierung der Berechnungsverfahren herangezogen. In [6] wurden Versuche an Verbindungen zwischen Sandwichelementen und einer Stahlunterkonstruktion dokumentiert. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden Verbindungen mit den folgenden Eigenschaften geprüft:

Kernblechdicke der inneren Deckschicht	$t_{F2} = 0,67 \text{ mm}$
Zugfestigkeit der inneren Deckschicht	$f_{u,F2} = 415 \text{ N/mm}^2$
Elementdicke	$D = 60 \text{ mm}$
Dicke der Unterkonstruktion	$t_{\text{sup}} = 20 \text{ mm}$
Verbindungselement	EJOT JZ3-6,3xL

Die Definition der Steifigkeiten in [6] entspricht nicht genau der hier verwendeten Definition, insbesondere weil als Bezugswert die im jeweiligen Versuch erreichte Maximalkraft und nicht die charakteristische Tragfähigkeit verwendet wurde (Abbildung 4.3). Da die Last-Verschiebungskurve im Anfangsbereich näherungsweise linear ist, ist die bemessungsrelevante Steifigkeit k_{VI} dennoch für einen Vergleich geeignet. Wie in Tabelle 4.6 zu erkennen ist, stimmen die berechneten und die in [6] experimentell ermittelten Steifigkeiten in diesem Bereich sehr gut überein.

	Steifigkeit nach [6]	Berechnete Steifigkeit
k_{VI}	2,43 kN/mm	2,37 kN/mm
k_{VII}	1,26 kN/mm	0,93 kN/mm

Tabelle 4.6: Vergleich mit Versuchen aus [6]

Auch in [60] wurden Versuche zur Ermittlung der Verbindungssteifigkeit dokumentiert. Dabei wurden Verbindungen mit den folgenden Eigenschaften geprüft:

Kernblechdicke der inneren Deckschicht	$t_{F2} = 0,51 \text{ mm}$
Zugfestigkeit der inneren Deckschicht	$f_{u,F2} = 462 \text{ N/mm}^2$
Durchgehende Elementdicke	$D = 60 \text{ mm}$
Elementdicke	$d = 95 \text{ mm}$
Dicke der Unterkonstruktion	$t_{\text{sup}} = 10 \text{ mm}$
Verbindungselement	EJOT JZ3-6,3xL

In Tabelle 4.7 sind die in den Versuchen ermittelten Steifigkeiten (Mittelwerte) den berechneten Steifigkeiten gegenübergestellt. Dazu wurde aus den in den Versuchen ermittelten Last-Verschiebungsdiagrammen die lineare Anfangssteifigkeit bestimmt (Abbildung 4.3). Diese entspricht näherungsweise der Steifigkeit k_{VI} im ersten Abschnitt der bilinearen Kurve. Auch diese Werte zeigen eine recht gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung.

	Steifigkeit aus [60]	Berechnete Steifigkeit
Befestigung durch den Obergurt (D = 95 mm)	3,6 kN/mm	3,16 kN/mm
Befestigung durch den Untergurt (D = 60 mm)	2,8 kN/mm	3,17 kN/mm

Tabelle 4.7: Vergleich mit Versuchen aus [60]

4.4.2 Verbindungen am Längsstoß

Zur Validierung der in Abschnitt 4.3 entwickelten Gleichung zur Ermittlung der Steifigkeit von Verbindungen am Längsstoß wurden ebenfalls berechnete Steifigkeiten mit Versuchsergebnissen verglichen. Die Versuche wurden im Rahmen von Zulassungsuntersuchungen entsprechend den ECCS-Empfehlungen zur Prüfung von Verbindungen [68] und CUAP 06.02/07 [10] durchgeführt, d.h. je Versuch wurde nur eine Verbindung geprüft. Außerdem wurden anstelle von Abschnitten aus Sandwichelementen und einem Blech lediglich zwei Bleche miteinander verbunden. Die in den Versuchen ermittelten Last-Verschiebungskurven sind auf den folgenden Abbildungen dargestellt. Zusätzlich sind die nach Formel (4.37) berechneten Steifigkeiten eingezeichnet. Für die Berechnung der Steifigkeit wurden die an den Prüfkörpern gemessenen Kernblechdicken verwendet.

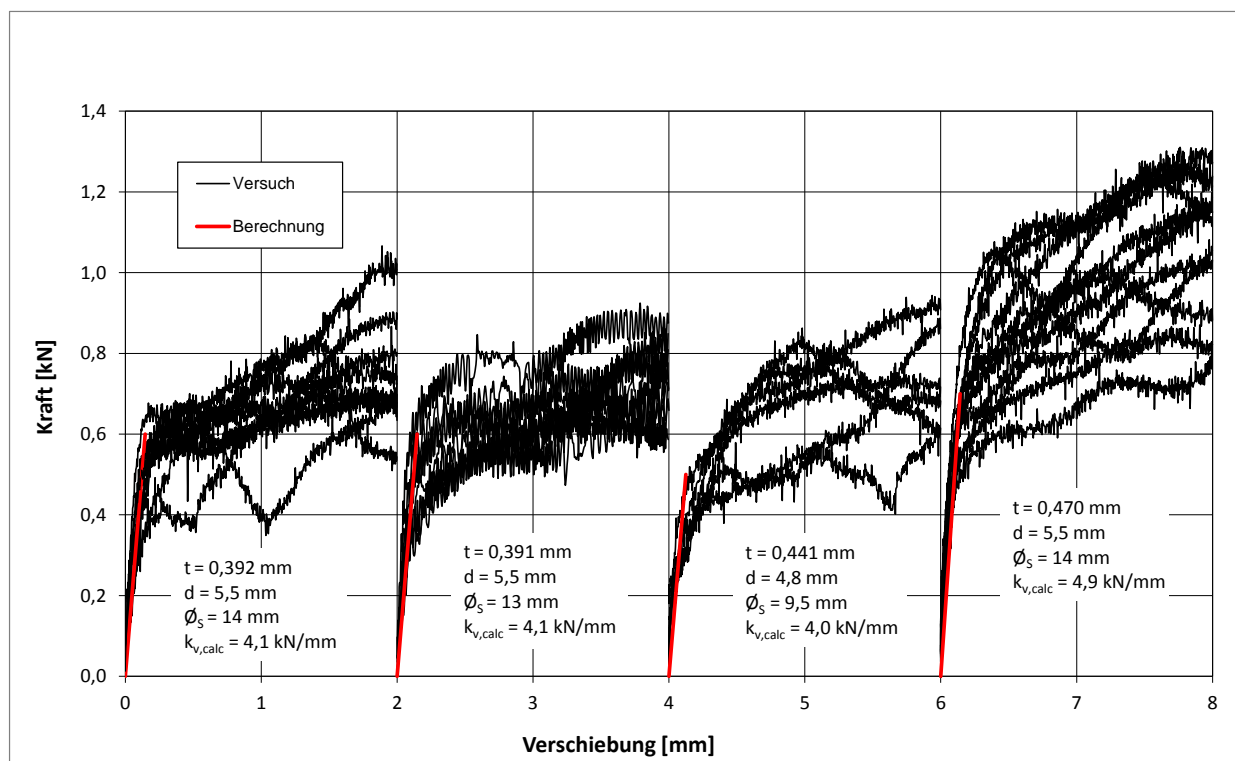


Abbildung 4.23: Vergleich zwischen berechneter und experimentell ermittelter Steifigkeit (1)

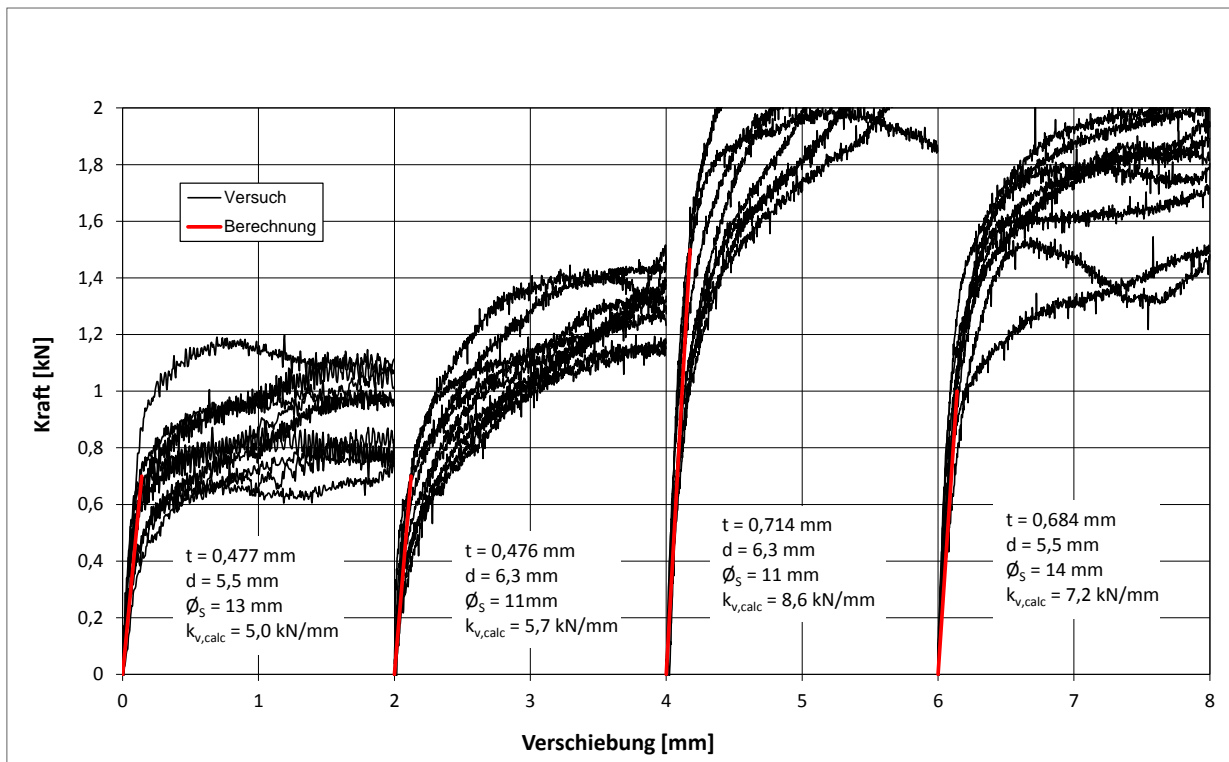


Abbildung 4.24: Vergleich zwischen berechneter und experimentell ermittelter Steifigkeit (2)

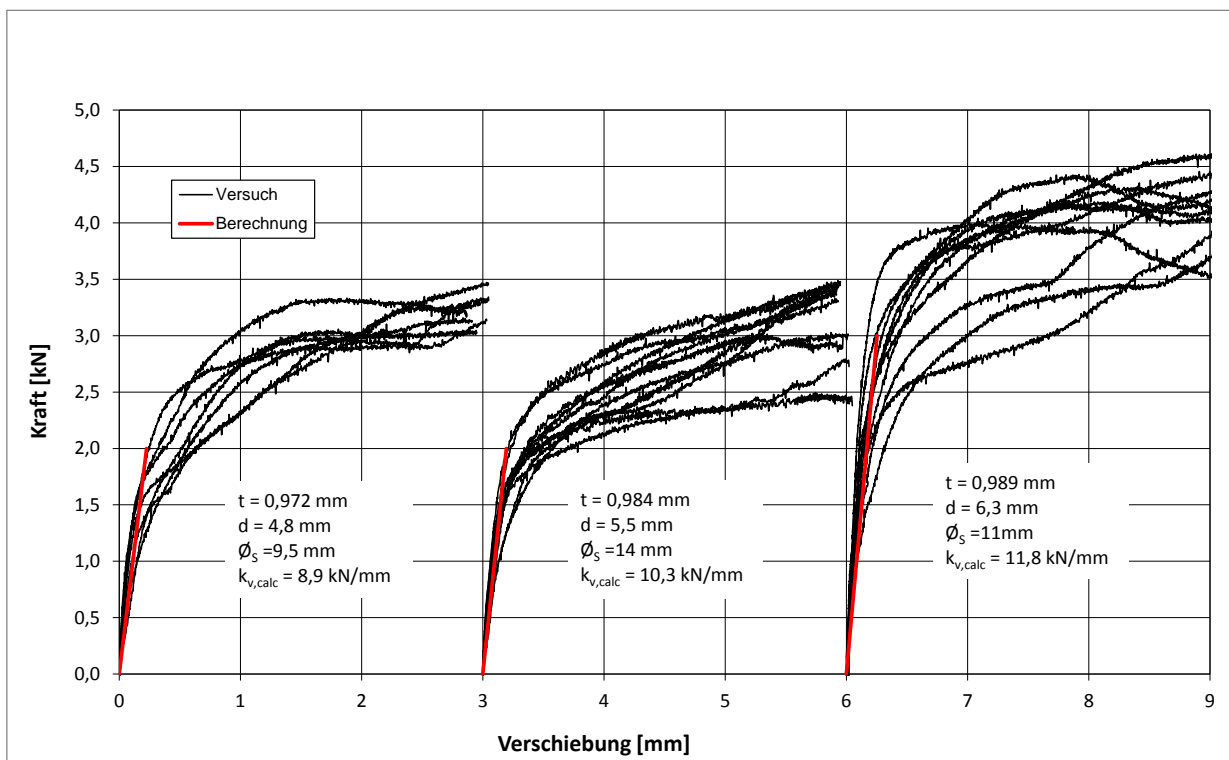


Abbildung 4.25: Vergleich zwischen berechneter und experimentell ermittelter Steifigkeit (3)

Die berechnete Steifigkeit entspricht in guter Näherung dem linearen Anfangsbereich der Last-Verschiebungskurven. Neben Verbindungen von Blechen mit Dicken zwischen 0,40 mm und 0,75 mm wurden auch Versuche an Blechen der Dicke 1,00 mm für den Vergleich herangezogen; die Kraft Verschiebungsdiagramme sind auf Abbildung 4.25 dargestellt. Auch hier ist die

Übereinstimmung recht gut, der Anwendungsbereich für die Gleichung zur Berechnung der Verbindungssteifigkeit könnte daher auf 0,40 mm bis 1,00 mm erweitert werden.

Weiterhin ist zu erkennen, dass der Durchmesser \varnothing_s der Dichtscheiben keinen oder zumindest einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung hat. Das heißt Gleichung (4.37) kann innerhalb des oben definierten Anwendungsbereichs für alle Verbindungen mit Dichtscheibe, unabhängig von deren Durchmesser, angewendet werden.

4.4.3 Vergleich mit Schubfeldversuchen

Die entwickelte Formel zur Berechnung der Verbindungssteifigkeit wurde nicht nur durch Vergleich mit Versuchen an einzelnen Verbindungen, sondern auch durch Vergleich mit Schubfeldversuchen validiert. Dazu wurden die in [6] dokumentierten Versuche an Schubfeldern mit direkter Befestigung der Sandwichelemente auf der Unterkonstruktion herangezogen. Die maßgebenden Parameter der entsprechenden Versuchsserien sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst.

Nr.	Elementtyp	Anzahl Elemente	Abmessung Schubfeld L x b [mm]	Abstand zwischen Verbindungen [mm]		
				Querrändern	Längsrändern	Längsfugen
1	Wand	3	5900x2700	200	keine	keine
2	Dach	3	5600x2700	200	500	250
3	Dach	3	5600x2700	200	500	500
4	Dach	5	2250x4700	200	250	250
5	Dach	5	2250x4700	200	250	500

Tabelle 4.8: Zur Validierung herangezogene Schubfeldversuche

Für die Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und der Unterkonstruktion wurden gewindefurchende Schrauben EJOT JT3-6,3xL verwendet. Die Steifigkeit der Verbindungen an den Quer- und Längsrändern wurde entsprechend der in Abschnitt 4.2 abgeleiteten Berechnungsgleichungen bestimmt (Tabelle 4.9). Die Parameter für die Sandwichelemente und die Unterkonstruktionen wurden [6] entnommen. Da für die Abmessungen (d_1 , d_s) der Verbindungselemente keine gemessenen Werte vorliegen, wurden die im Rahmen der in Abschnitt 4.2 durchgeführten Versuche an Verbindungselementen desselben Typs gemessenen Werte herangezogen.

Nr.	t_{F2} [mm]	$f_{u,F2}$ [N/mm ²]	t_{sup} [mm]	D [mm]	d_1 [mm]	d_s [mm]	k_V [kN/mm]
1	0,67	446	20	60	4,75	5,25	2,72
2-5	0,59	440	20	40	4,75	5,25	2,48

Tabelle 4.9: Berechnete Steifigkeit der Verbindungen an den Querrändern

Zur Verbindung der Längsfugen wurden ebenfalls gewindefurchende Schrauben EJOT JT3-6,3xL verwendet. Zur Blechdicke sowie zu den mechanischen Eigenschaften der äußeren Deckschicht der Sandwichelemente werden in [6] keine Angaben gemacht. Bei Verwendung von gewindefurchenden Schrauben müssen die Bleche vorgebohrt werden. Verbindungen zwischen zwei sehr dünnen Blechen sind daher vergleichsweise nachgiebig. Die Steifigkeit der in den Versuchsserien 2 bis 5 vorhandenen Längsstoßverbindungen wurde daher für die folgenden Berechnungen zwischen 0,8 kN/mm und 1,0 kN/mm angenommen.

Zum Vergleich von Berechnung und Versuch wurde die Kraft bestimmt, die benötigt wird, um den Schubwinkel $\gamma = 1/750$ zu erzeugen (Tabelle 4.10). Dies entspricht dem in [40] vorgeschlagenen Grenzwinkel zum Nachweis der Gebrauchstauglichkeit schubbeanspruchter Sandwichelemente. Dieser Grenzwinkel wurde ursprünglich aus der Verformung eines durch einen Verband ausgesteiften Feldes hergeleitet [62] und wird üblicherweise zur Verformungsbegrenzung von Schubfeldern aus Stahltrapezprofilen verwendet [DIN 18807-1]. Die betrachteten Kräfte liegen innerhalb des näherungsweise linearen Anfangsbereichs der Last-Verschiebungsbeziehung.

Nr.	im Versuch gemessene Kraft [kN]	berechnete Kraft [kN] bei Steifigkeit der Längsfugenverbindungen	
		$k_v = 0,8 \text{ kN/mm}$	$k_v = 1,0 \text{ kN/mm}$
1a	3,9	4,1	
1b	4,4	3,9	
2	18	18	20
3	15	12	14
4	26	27	32
5	21	18	20

Tabelle 4.10: Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Schubkräften

Berücksichtigt man, dass ein Teil der für die Berechnung notwendigen Parameter lediglich abgeschätzt werden konnte und viele im Versuch auftretende Effekte, wie z.B. Reibung zwischen Element und Unterkonstruktion oder die Übertragung von Druckkräften in den Längsfugen über Kontakt, im mechanischen Modell nicht erfasst werden, ist die Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung recht gut. Dies zeigt, dass das an einzelnen Verbindungen entwickelte Berechnungsverfahren auch auf Systeme bestehend aus in ihrer Ebene beanspruchten Sandwichelementen und den zugehörigen Verbindungen angewendet werden kann. Mit dem Berechnungsverfahren aus [6] ergänzt um die Verbindungssteifigkeiten ist es möglich, schubbeanspruchte Sandwichelemente bei der Bemessung ihrer Unterkonstruktion rechnerisch zu berücksichtigen.

4.5 Anmerkung zum Sicherheitskonzept

Bei der Bemessung von Schubfeldern wird üblicherweise mit Steifigkeiten auf Gebrauchslastniveau gearbeitet, vgl. z.B. [12], [28], [68]. Dabei werden Mittelwerte der Steifigkeit verwendet; die Verwendung von charakteristischen Werten, d.h. eine statistische Auswertung von Versuchsergebnissen, ist nicht üblich. Diese Vorgehensweise wurde auch in der vorliegenden Arbeit beibehalten. Mit den in den Abschnitten 4.2 und 4.3 erarbeiteten Gleichungen werden daher Mittelwerte der Steifigkeit berechnet. Dennoch werden im Folgenden Überlegungen bezüglich der vorhandenen Sicherheit angestellt.

Geht man von den für die betrachteten Verbindungen üblichen Teilsicherheitsbeiwerten aus, betragen die Verbindungskräfte unter der maximalen Gebrauchslasten etwa

$$\max V_{SLS} = \frac{V_{Rk}}{\gamma_F \cdot \gamma_M} = \frac{V_{Rk}}{1,5 \cdot 1,33} = 0,5 \cdot V_{Rk} \quad (4.38)$$

Da die Verbindungssteifigkeiten nur für diesen Lastbereich benötigt werden, ist lediglich der erste Bereich der Lastverformungskurve, d.h. die Verbindungssteifigkeit k_{VI} , für die Bemessung relevant. Die Verbindungssteifigkeit k_V wird maßgebend durch die Lochleibungssteifigkeit k_F beeinflusst. Auch für die Kraft-Verschiebungsbeziehung der Lochleibung sind daher lediglich der erste Kurvenbereich und damit die Steifigkeit k_{FI} relevant. Vereinfachend gilt daher für die Steifigkeiten:

$$k_F = k_{FI} \quad (4.39)$$

$$k_V = k_{VI} \quad (4.40)$$

Um die Streuung der Steifigkeit bewerten zu können, wurden die in den Lochleibungsversuchen (Abschnitt 4.2.2.3) ermittelten Verschiebungen f bei der Kraft $0,75 \cdot F_{F,Rk}$ entsprechend EN 1990 statistisch ausgewertet. Dazu wurden die Quotienten aus den Einzelwerten und dem Mittelwert für die jeweilige Blechdicke gebildet und für diese Quotienten der Variationskoeffizient bestimmt. Fasst man alle Versuchsergebnisse zu einer Grundgesamtheit zusammen, ergibt sich der Variationskoeffizient zu $V_x = 0,10$. Die statistische Auswertung ist im Anhang B dokumentiert. Für die betrachtete Verschiebung ergeben sich daraus die folgenden charakteristischen Werte:

Oberer Fraktilwert:

$$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})_k = f(0,75 \cdot F_{F,Rk}) \cdot (1 + k_n \cdot V_x) = 1,17 \cdot f(0,75 \cdot F_{F,Rk}) \quad (4.41)$$

Unterer Fraktilwert:

$$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})_k = f(0,75 \cdot F_{F,Rk}) \cdot (1 - k_n \cdot V_x) = 0,83 \cdot f(0,75 \cdot F_{F,Rk}) \quad (4.42)$$

Auf der folgenden Abbildung 4.26 sind die Fraktilwerte zusammen mit den Versuchsergebnissen dargestellt.

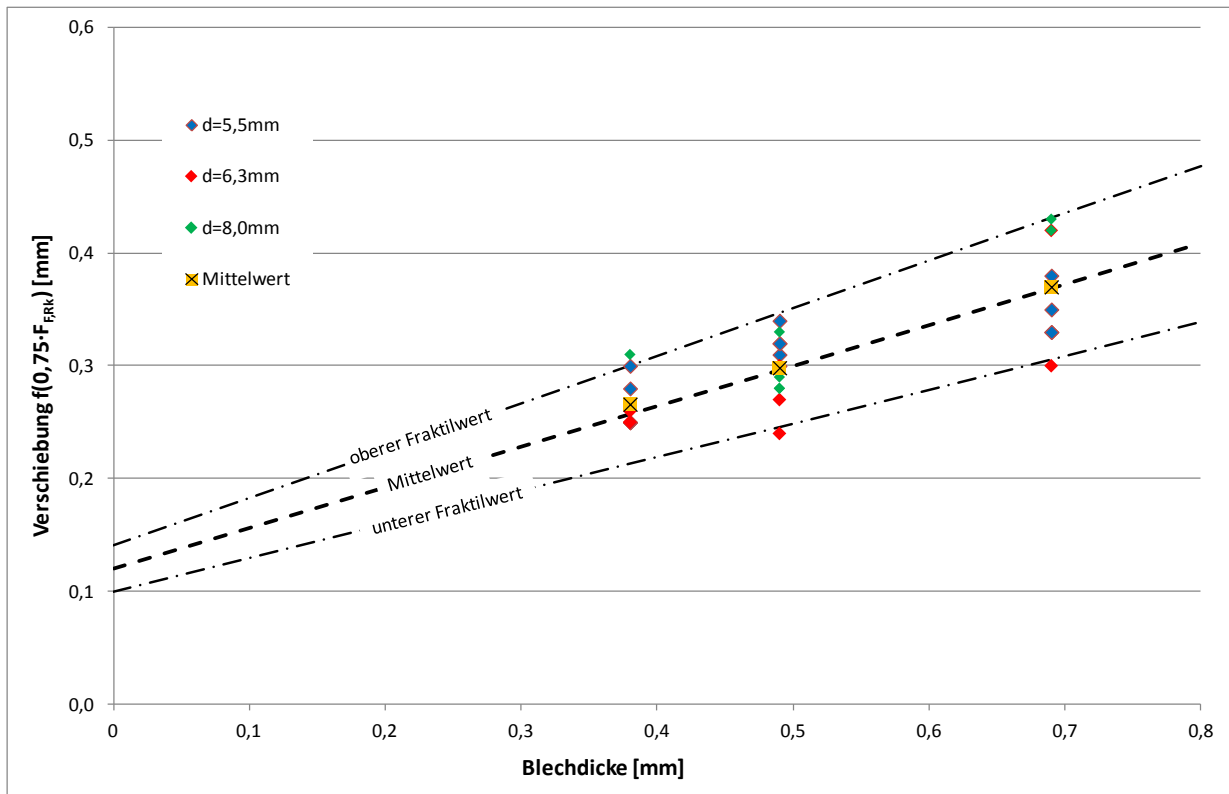


Abbildung 4.26: Versuchsergebnisse und statistische Auswertung

Für die Lochleibungssteifigkeit k_F ergibt sich mit den charakteristischen Werte der Verschiebung:

Unterer Fraktilwert:

$$k_{F,k} = \frac{0,75 \cdot F_{F,Rk}}{f(0,75 \cdot F_{F,Rk})_k} = \frac{0,75 \cdot F_{F,Rk}}{1,17 \cdot f(0,75 \cdot F_{F,Rk})} = 0,85 \cdot k_F \quad (4.43)$$

Oberer Fraktilwert:

$$k_{F,k} = \frac{0,75 \cdot F_{F,Rk}}{f(0,75 \cdot F_{F,Rk})_k} = \frac{0,75 \cdot F_{F,Rk}}{0,83 \cdot f(0,75 \cdot F_{F,Rk})} = 1,20 \cdot k_F \quad (4.44)$$

Die Lochleibung ist maßgebend für die Kraft-Verschiebungsbeziehung und damit für die Steifigkeit einer Verbindung. Alle übrigen Parameter werden von der Lochleibung „überschattet“. Daher wird zur Ermittlung des charakteristischen Werts der Verbindungssteifigkeit $k_{V,k}$ lediglich für die Lochleibung der charakteristische Wert berücksichtigt. Für alle übrigen Steifigkeiten werden Mittelwerte angesetzt. Innerhalb des hier zugrunde gelegten Anwendungsbereichs ergeben sich mit den charakteristischen Werten der Lochleibungssteifigkeit aus Gleichung (4.43) und (4.44) für die charakteristische Steifigkeit $k_{V,k}$ der Verbindung ein unterer charakteristischer Wert zwischen 85 % und 88 % des Mittelwerts und ein oberer charakteristischer Wert zwischen 116 % und 120 % des Mittelwerts.

Aus den Validierungsversuchen an Verbindungen (Abschnitt 4.4.1) ergibt sich bei Betrachtung aller Versuche als eine Grundgesamtheit ein unterer charakteristischer Wert von

$$k_{V,k} = k_V \cdot (1 - k_n \cdot V_X) = 0,92 \cdot k_V \quad (4.45)$$

was in derselben Größenordnung liegt. Die statistische Auswertung ist in Anhang B dargestellt.

Die Lochleibungssteifigkeiten k_F und damit auch die Verbindungssteifigkeiten k_V wurden als Sekante bei der Kraft $0,75 \cdot V_{Rk}$ bestimmt. Die maximalen Gebrauchslasten liegen jedoch bei etwa $0,5 \cdot V_{Rk}$ also unterhalb der Bezugskraft zur Bestimmung der Steifigkeit. Aus den Validierungsversuchen an Verbindungen (Abschnitt 4.4.1) wurde die Steifigkeit sowohl als Sekante bei $0,75 \cdot V_{Rk}$ als auch bei $0,5 \cdot V_{Rk}$ bestimmt (Anhang B). Das Verhältnis der beiden Steifigkeiten beträgt im Mittel etwa

$$k_V(0,75 \cdot V_{Rk}) = 0,9 \cdot k_V(0,5 \cdot V_{Rk}) \quad (4.46)$$

Wird in der Bemessung die im Abschnitt 4.2 hergeleitete Verbindungssteifigkeit verwendet, handelt es sich dabei um den Mittelwert der Sekante bei der Kraft $0,75 \cdot V_{Rk}$. Die tatsächlich vorhandenen Gebrauchslasten liegen jedoch nur bei maximal $0,5 \cdot V_{Rk}$. Dies wird dadurch sichergestellt, dass bei der Bemessung der Verbindungen die Kräfte berücksichtigt werden, die aus der Beanspruchung der Sandwichelemente in ihrer Ebene, d.h. aus der Stabilisierung der Unterkonstruktion gegen seitliches Ausweichen oder aus der Weiterleitung horizontaler Lasten, entstehen. Die Verbindungen verhalten sich in der Realität also etwas steifer als rechnerisch angesetzt. Es werden etwa 90 % des vorhandenen Mittelwerts angesetzt (Gleichung (4.46)). Der charakteristische Wert der Steifigkeit beträgt zwischen 85 % und 90 % des Mittelwerts, liegt also in derselben Größenordnung.

Wird bei der Ermittlung der Schubsteifigkeit S oder bei der Berechnung der durch die Weiterleitung von horizontalen Lasten verursachten Verschiebungen der in Abschnitt 4.2 hergeleitete Mittelwert der Steifigkeit verwendet, deckt dies also indirekt auch die Streuung der Steifigkeit ab.

Wertet man die Versuche an den Verbindungen in den Längsfugen (Abschnitt 4.3.2) ebenfalls statistisch aus, ergibt sich für den charakteristischen Wert der Steifigkeit (vgl. Tabelle 4.5)

$$k_{V,k} = \frac{1,63}{1,90} \cdot k_V = 0,86 \cdot k_V \quad (4.47)$$

Das Verhältnis zwischen Mittelwert und charakteristischem Wert ist hier also etwa identisch zum Verhältnis bei den Verbindungen zwischen Sandwichelementen und ihrer Unterkonstruktion.

Bei der Bemessung von durch Schub in ihrer Ebene beanspruchten Sandwichelementen und ihren Verbindungen können neben den Verbindungen zwischen Sandwichelement und Unterkonstruktion auch die Verbindungen in den Längsfugen berücksichtigt werden. Die Kräfte in den Verbindungen hängen in diesem Fall vom Verhältnis zwischen den Steifigkeit der beiden Verbindungstypen ab. Erhöht man die Steifigkeit für einen der beiden Verbindungstypen, erhöhen sich auch die Kräfte in den zugehörigen Verbindungen. Die Kräfte in den Verbindungen des jeweils anderen Typs verringern sich entsprechend. Um bei der Ermittlung der Verbin-

drückkräfte auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse zu erhalten, sollte folgendermaßen vorgegangen werden: Bei der Bestimmung der Kräfte in den Verbindungen zwischen Sandwichelement und Unterkonstruktion wird für diese Verbindung der obere charakteristische Wert der Steifigkeit angesetzt. Dies führt rechnerisch zu erhöhten Kräften in diesen Verbindungen, welche bei der Bemessung dieser Verbindungen angesetzt werden. Für die Verbindungen in den Längsfugen erhält man reduzierte Kräfte. Zur Ermittlung der Kräfte in den Längsfugenverbindungen wird für die Verbindungen zwischen Sandwichelement und Unterkonstruktion der untere charakteristische Wert der Steifigkeit angesetzt. Dadurch erhält man in den Längsfugen erhöhte und in den Verbindungen zur Unterkonstruktionen reduzierte Kräfte.

5 Abtrag horizontaler Lasten in rahmenlosen Konstruktionen

5.1 Vorbemerkungen

In rahmenlosen Konstruktionen muss der horizontale Lastabtrag aufgrund der nicht vorhandenen Unterkonstruktion von den Sandwichelementen übernommen werden. Die Elemente übernehmen die Aussteifung des gesamten Gebäudes (vgl. Abbildung 5.1). Von den rechtwinklig zu ihrer Ebene beanspruchten Wänden werden die Lasten über Biegung jeweils zur Hälfte ins Fundament und in die Dachscheibe eingeleitet. Vom Dach aus werden die Kräfte über die Wände ins Fundament weitergeleitet. Dach- und Wandelemente werden hierbei durch Schubkräfte in ihrer Ebene beansprucht. Aufgrund der nicht vorhandenen Unterkonstruktion müssen die Schubkräfte aus einer Scheibe direkt in rechtwinklig angrenzende Scheiben eingeleitet werden.

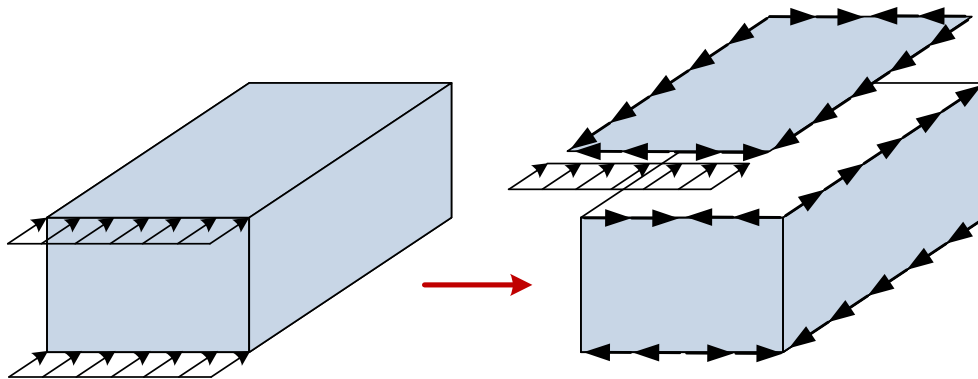


Abbildung 5.1: Beispiel für den Abtrag von horizontalen Lasten in rahmenlosen Gebäuden

Mit dem Ziel der Verwendung von Sandwichelementen in herkömmlichen Schubfeldern wurden im Rahmen verschiedener Forschungsprojekte Untersuchungen an Sandwichelementen unter Schubbeanspruchung durchgeführt (z.B. [6], [15], [33], [60], vgl. Abschnitt 4.1). Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind grundsätzlich auch für schubbeanspruchte Sandwichelemente in rahmenlosen Konstruktionen gültig, was z.B. die in [47] beschriebenen Versuche an Wänden unter horizontaler Beanspruchung bestätigen. Wie bereits in Abschnitt 4.1.1 beschrieben, haben die Untersuchungen gezeigt, dass für das Tragverhalten schubbeanspruchter Sandwichelemente die Verbindungen maßgebend sind. Daher ist es erforderlich, sowohl deren Tragfähigkeit als auch ihre Steifigkeit zu kennen. Da beide Eigenschaften stark von den Deckblechdicken, von den verwendeten Verbindungselementen und von der Fugengeometrie abhängig sind, können hierzu keine allgemeingültigen Werte angegeben werden.

Dach und Wandelemente werden über gekantete Profile und mechanische Verbindungen miteinander verbunden. Über die vergleichsweise steifen Kanteile werden die Schubkräfte von

den Dachelementen in die Wandelemente und schließlich in den Untergrund weitergeleitet. Eine Verbindung besteht also aus mehreren Einzelverbindungen. Die Tragfähigkeit und die Steifigkeit einer Einzelverbindung kann mit relativ geringem Aufwand experimentell ermittelt werden. Dazu können z.B. Versuche entsprechend [68] durchgeführt und ausgewertet werden. Sind die Steifigkeit und die Tragfähigkeit der Einzelverbindungen bekannt, können daraus die entsprechenden Werte für eine Gesamtverbindung berechnet werden (vgl. Abbildung 5.2). Da sich diese im Vergleich zu den Verbindungen sehr steif verhalten, kann die Nachgiebigkeit der gekanteten Profile vernachlässigt werden.

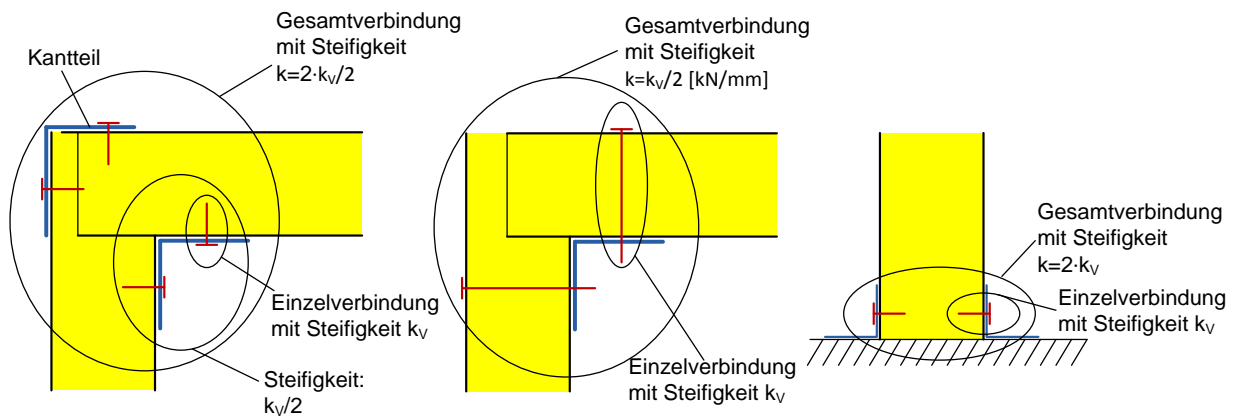


Abbildung 5.2: Beispiele für die Ermittlung der Steifigkeit einer Verbindung

An den Längsfugen werden Sandwichelementen mit ebenen und quasi-ebenen Deckschichten üblicherweise nur über ein Nut-und-Feder-System miteinander verbunden und nicht miteinander verschraubt oder vernietet. In rahmenlosen Konstruktionen, wo horizontale Lasten zu Schubbeanspruchungen in den Elementen führen, ist es jedoch erforderlich, zumindest die Dachelemente miteinander zu verbinden. Unterschiedliche Verbindungsmöglichkeiten für Längsfugen wurden in [15] untersucht. Dabei wurden mechanische Verbindungselemente, wie Bohrschrauben und Blindniete, geklebte Verbindungen und Kombinationen aus mechanischer und geklebter Verbindung berücksichtigt. Außerdem wurde die Anordnung der Verbindungselemente variiert; es wurde sowohl durch eine als auch durch beide Deckschichten verschraubt. Zwar wurden die Versuche in [15] mit dem Ziel der Bemessung von Schubfeldern aus Sandwichelementen für Erdbebenbeanspruchung durchgeführt, die Ergebnisse zum Tragverhalten der Verbindungen sind jedoch auch für die hier betrachteten Konstruktionen gültig. Für die unterschiedlichen Verbindungsvarianten wurden die Steifigkeit und die Tragfähigkeit bestimmt und miteinander verglichen. Als Ergebnis dieses Vergleichs wird empfohlen, mechanische Verbindungen aus Schrauben oder Blindnieten zu verwenden und sowohl innere als auch äußere Deckschicht miteinander zu verbinden. Dabei können entweder eine Schraube, die durch beide Deckschichten geschraubt wird, oder zwei Verbindungselemente, die von beiden Seiten aus montiert werden, verwendet werden (Abbildung 5.3).

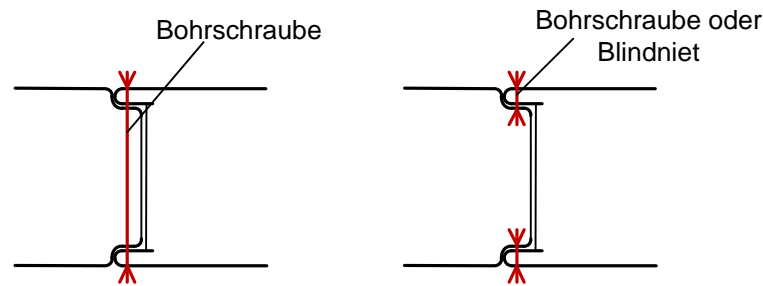


Abbildung 5.3: Mögliche Verbindungen am Längsstoß

Steifigkeit und Tragfähigkeit der Verbindungen hängen nicht nur vom verwendeten Verbindungselement, sondern auch sehr stark von der Fugengeometrie ab. Mit zunehmender Anzahl an Blechen, die ein Verbindungselement miteinander verbindet, nimmt die Steifigkeit der Verbindung stark zu. Zum einen stehen mehrere Bleche für den Lastabtrag zur Verfügung, zum anderen wird ein Schiefstellen des Verbindungselements verhindert. Für Elemente mit einer Umbördelung der Längsränder kann ein Verbindungselement teilweise in bis zu vier Bleche gesetzt werden, was besonders steife Verbindungen ergibt [33]. Aufgrund der vielen stark unterschiedlichen Varianten von Stoßgeometrie und Verbindungselementen können keine allgemeingültigen Angaben zur Steifigkeit und Tragfähigkeit der Verbindungen gemacht werden. Beide Eigenschaften können jedoch in vergleichsweise einfachen Versuchen an einzelnen Verbindungen, wie beispielsweise in [15] beschrieben, ermittelt werden.

5.2 Mechanismen für den Lastabtrag

5.2.1 Mechanisches Modell

Aus Untersuchungen an herkömmlichen Schubfeldern ist bekannt, dass Sandwichelemente im Vergleich zu ihren Verbindungen eine sehr große Tragfähigkeit und Steifigkeit besitzen. Das mechanische Modell, in dem die Elemente als starre Körper dargestellt werden und nur die Nachgiebigkeit der Verbindungen berücksichtigt wird [6], kann grundsätzlich auch zur Bemessung schubbeanspruchter Sandwichelemente in rahmenlosen Konstruktionen verwendet werden. Numerische Berechnungen sind daher eine effiziente Methode, um die Kräfte in den Verbindungen sowie die Verschiebungen zu bestimmen. Im Finite-Elemente-Modell werden die Sandwichelemente als Starrkörper modelliert; die Verbindungen werden durch Federelemente dargestellt.

Das Tragverhalten schubbeanspruchter Elemente in rahmenlosen Konstruktionen ist mit dem in [6] für herkömmliche Schubfelder beschriebenen Tragverhalten vergleichbar. Die Kraft-Verschiebungsbeziehung ist auch hier zunächst linear, bis in den meistbeanspruchten Verbindungen die Lochleibungstragfähigkeit erreicht wird. Da diese Verbindungen keine weiteren Kräfte aufnehmen können, verringert sich die Steifigkeit des Systems, die Kraft-Verschiebungsbeziehung geht in einen nichtlinearen Bereich über. Im Traglastzustand sind alle Verbindungen mit der maximalen Kraft beansprucht. Um auch das nichtlineare Verhalten

abbilden zu können, müssen für die Verbindungen den realen Kraft-Verschiebungsbeziehungen entsprechende Federgesetze definiert werden.

Bei den in Elementebene abzutragenden Lasten handelt es sich meist um Windlasten, die Verbindungen sind also einer wiederholten Beanspruchung ausgesetzt. Um das Entstehen von Langlöchern aufgrund der wiederholten Beanspruchung zu vermeiden, sollte die Beanspruchung der Verbindungen innerhalb des elastischen Bereichs bleiben. Wird der Nachweis der Tragfähigkeit für eine Verbindung entsprechend [10] und [59] geführt, ist dies unter Gebrauchslasten der Fall, da im Tragfähigkeitsnachweis auch ein Verformungskriterium berücksichtigt wird [44]. Gesonderte Gebrauchstauglichkeitsnachweise werden für Verbindungen üblicherweise nicht geführt. Der Nachweis der Tragfähigkeit sollte daher so geführt werden, dass die Grenztragfähigkeit des Systems aus Sandwichelementen und Verbindungen als das Erreichen der Tragfähigkeit in der meistbeanspruchten Verbindung definiert ist. Eine darüber hinaus gehende Beanspruchung bis zum Erreichen der Tragfähigkeit in allen Verbindungen wird nicht angesetzt. Der Nachweis der Gebrauchstauglichkeit ist dann bereits im Nachweis der Tragfähigkeit enthalten. Für Bemessungszwecke ist es daher, wie auch bei herkömmlichen Schubfeldern, ausreichend eine konstante Verbindungssteifigkeit, d.h. eine lineare Kraft-Verschiebungsbeziehung, anzusetzen.

5.2.2 Dach mit Beanspruchung in Elementquerrichtung

Abbildung 5.4 zeigt den Lastabtragungsmechanismus für ein Dach, das durch quer zur Spannrichtung der Elemente wirkende Horizontalkräfte beansprucht wird. Die Beanspruchung wird in die beiden außen liegenden Elemente eingeleitet. Diese tragen jeweils einen Teil der Kraft in die angrenzenden Wandelemente ab. In den Wandelementen wirken daher ebenfalls Schubkräfte in Elementebene. Der übrige Teil der Kraft wird über die Längsfuge in das jeweils angrenzende Dachelement weitergeleitet. Die Verbindungen in den Längsfugen der Dachelemente werden also durch Kräfte in Elementquerrichtung beansprucht. Da die Sandwichelemente starr sind, wirkt in allen Verbindungen einer Fuge dieselbe Kraft. Die Verteilung der Kraft auf die einzelnen Wandelemente hängt vom Verhältnis der Steifigkeiten der Verbindungen zwischen Wand und Dach und der Verbindungen in den Längsfugen ab. Je steifer die Verbindungen in den Fugen sind, desto gleichmäßiger wird die Last auf die einzelnen Wandelemente verteilt.

Die Dachelemente verschieben sich lediglich in Richtung der Beanspruchung, also quer zur Spannrichtung. Ein Verdrehen der Elemente in ihrer Ebene findet nicht statt.

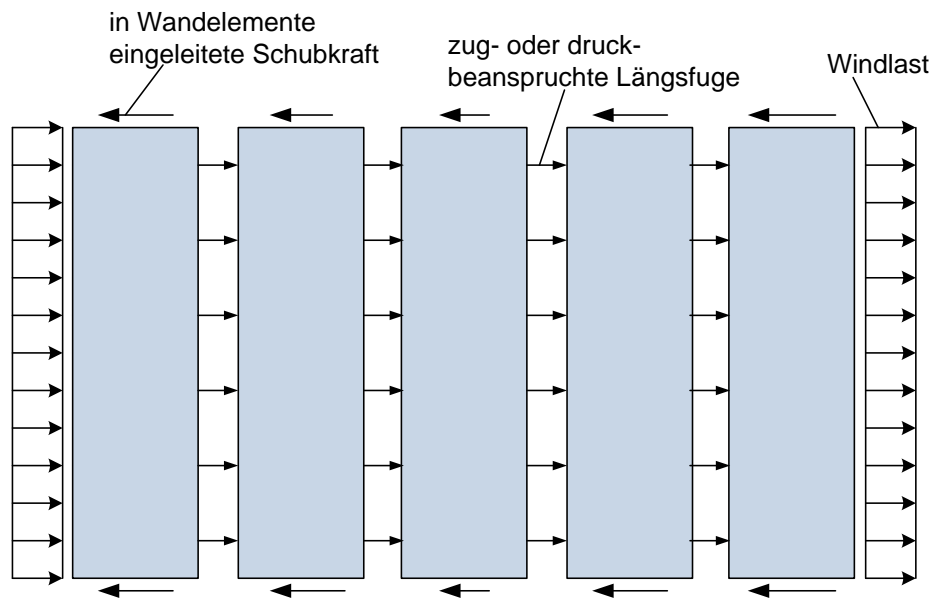


Abbildung 5.4: Lastabtrag in einem quer zu Spannrichtung beanspruchten Dach

Je nach Fugengeometrie können in den Längsfugen Druckkräfte auch über Kontakt übertragen werden. Die Verbindung zwischen zwei benachbarten Elementen verhält sich dann steifer als angenommen. Mit steigender Steifigkeit wird die horizontale Beanspruchung gleichmäßiger auf die einzelnen Verbindungen zwischen Dach und Wand verteilt. Die Beanspruchung der meistbeanspruchten und damit maßgebenden Verbindung nimmt also ab und die Tragfähigkeit der Dachscheibe steigt. Daher liegt es auf der sicheren Seite, einen möglichen Lastabtrag über Kontakt zu vernachlässigen.

5.2.3 Dach mit Beanspruchung in Elementlängsrichtung

Auf Abbildung 5.5 ist der Mechanismus für den Lastabtrag in einem Dach mit Beanspruchung in Elementlängsrichtung dargestellt. Die horizontalen Lasten werden über das Dach in die zur Beanspruchungsrichtung parallelen Wände eingeleitet. Ähnlich wie bei herkömmlichen aus allseitig auf einer Unterkonstruktion befestigten Schubfeldern bildet sich ein umlaufender Schubfluss aus, weshalb auch die zur Beanspruchungsrichtung orthogonalen Wände durch Schubkräfte beansprucht werden.

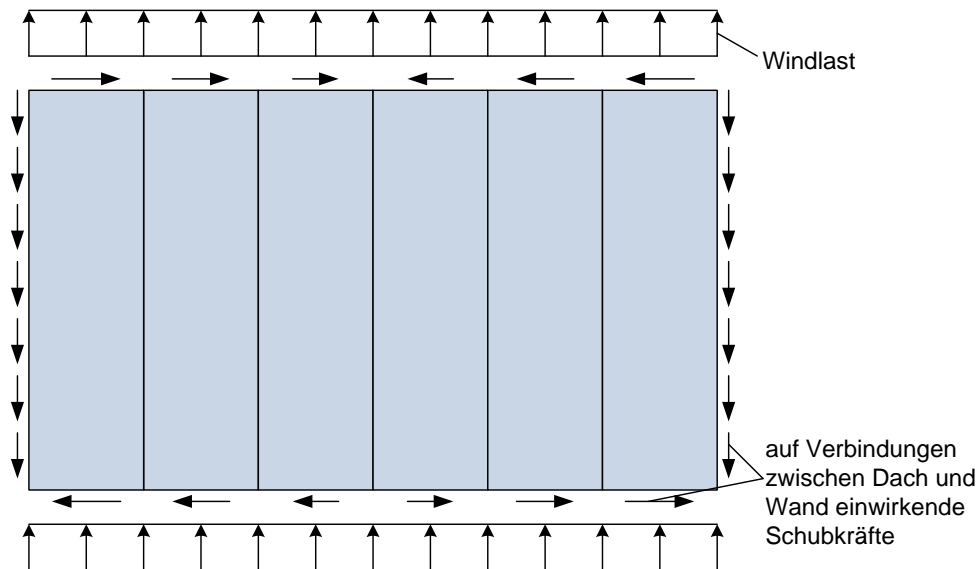


Abbildung 5.5: Lastabtragungsmechanismus für ein in Spannrichtung beanspruchtes Dach

In herkömmlichen Schubfeldern bleiben die einzelnen Sandwichelemente aufgrund der starren Randträger stets sowohl parallel zueinander als auch parallel zu den Längsrandträgern, wohingegen sich die Sandwichelemente in rahmenlosen Konstruktionen in ihrer Ebene gegeneinander verdrehen können. Die einzelnen Elemente drehen sich jeweils um ihren Schwerpunkt. Außerdem findet eine horizontale Verschiebung der Elemente statt. Abbildung 5.6 zeigt beispielhaft die mittels einer numerischen Berechnung ermittelte Verschiebungsfigur sowie die Rotation der einzelnen Elemente.

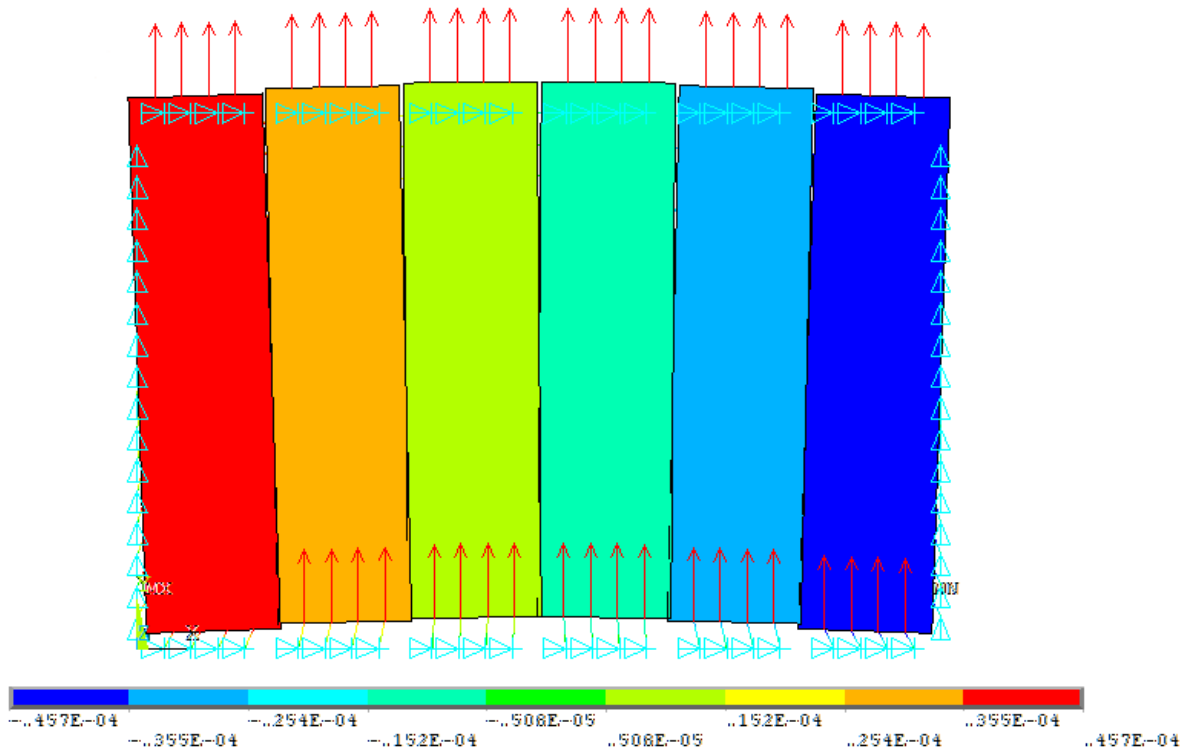


Abbildung 5.6: Verschiebungsfigur für Dachelemente, Rotation [rad]

Die an den Längsrändern des Daches in die Wände eingeleiteten Kräfte sind konstant über alle Verbindungen verteilt. Die Verbindungen zwischen den Wänden und den Querrändern der Dachelemente werden durch Kräfte, die aus der umlaufenden Schubkraft resultieren, beansprucht. Die Verbindungen der außen liegenden Elemente sind maximal beansprucht. Innerhalb eines Elements ist die Beanspruchung der Verbindungen jedoch konstant.

Die Verbindungen in den Längsfugen zwischen den Dachelementen werden durch eine Kraftkomponente in Elementlängsrichtung beansprucht. Diese Kraft ist konstant über alle Verbindungen einer Fuge verteilt. Eine weitere Kraftkomponente wirkt in Elementquerrichtung. Diese resultiert aus der gegenseitigen Verdrehung der Elemente. Da sich die Elemente um ihren jeweiligen Schwerpunkt drehen, nimmt die Querkomponente der Kraft in den Fugenverbindungen, von der Mitte ausgehend, zu den Elementenden hin zu, in Elementmitte wechselt die Richtung der Kraft. Abbildung 5.7 zeigt schematisch die an den Verbindungen der Dachelemente angreifenden Kräfte.

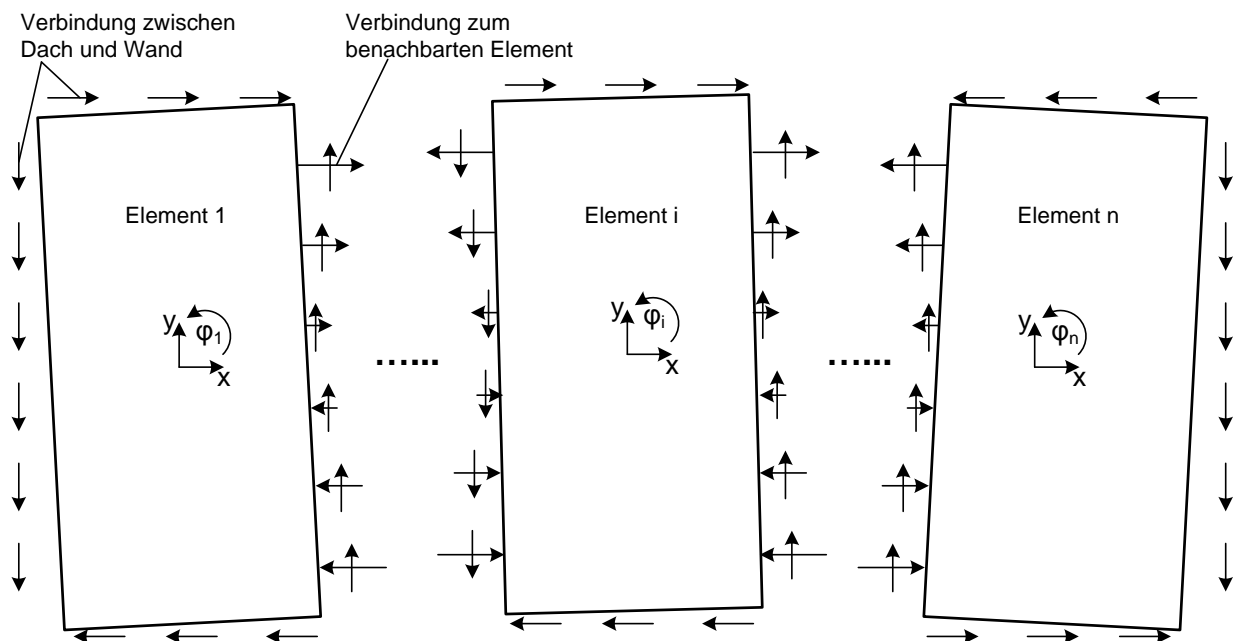


Abbildung 5.7: Kräfte in den Verbindungen

5.2.4 Wand ohne Verbindung der Längsfugen

Um die aus horizontalen Lasten resultierenden Schubkräfte abzutragen, müssen die einzelnen Wandelemente einer rahmenlosen Konstruktion nicht unbedingt miteinander verbunden sein. Ohne diese Verbindungen beeinflussen sich die einzelnen Elemente nicht gegenseitig. Jedes Element trägt die am Kopfpunkt aus dem Dach eingeleitete Schubkraft als Kragarm in den Untergrund ab. An der Verbindung zwischen Element und Untergrund müssen eine horizontale Kraft sowie ein Moment abgetragen werden. Die horizontale Kraft erzeugt in allen Verbindungen eine gleich große horizontale Kraftkomponente. Das Moment führt zu Kräftepaaren in vertikaler Richtung.

Das Element verschiebt sich in horizontaler Richtung und verdreht sich in seiner Ebene. Werden keine Kräfte über Kontakt übertragen, liegt der Drehpunkt im Schwerpunkt der Verbindungen zwischen Element und Untergrund. Das Übertragen von Kräften über Kontakt führt zu einer Entlastung der Verbindungen und damit zu einer Steigerung der Tragfähigkeit, weshalb es auf der sicheren Seite liegt, beim Nachweis der Verbindungstragfähigkeit ausschließlich den Lastabtrag über die Verbindungselemente zu berücksichtigen. Außerdem sollte es konstruktiv vermieden werden, dass am Fußpunkt der Elemente Kräfte über Kontakt abgetragen werden, da dies z.B. zu Korrosionsproblemen führen kann.

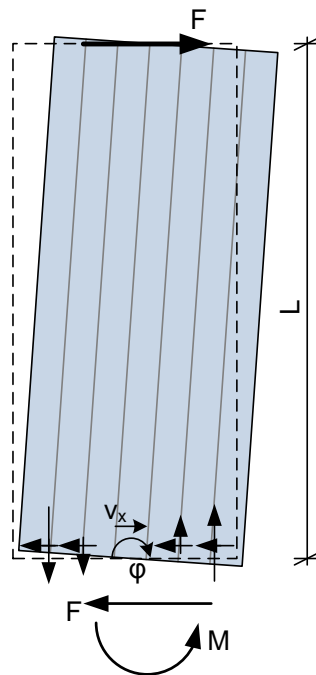


Abbildung 5.8: Kräfte und Verschiebungen an einem einzelnen Wandelement

5.2.5 Wand mit Verbindungen in den Längsfugen

Werden Wandelemente in ihren Längsfugen miteinander verbunden, beeinflussen sich die einzelnen Elemente gegenseitig. Dies führt dazu, dass Schubsteifigkeit und Schubtragfähigkeit der Wand ansteigen. Wie bei Wänden aus einzelnen Elementen kommt es zu einer horizontalen Verschiebung und zu einer Verdrehung der Elemente in ihrer Ebene. Der Drehpunkt liegt jedoch nicht im Schwerpunkt der Verbindungen zwischen Element und Untergrund. Er verschiebt sich mit zunehmender Steifigkeit der Verbindungen in den Längsfugen zur Mitte der Wand hin. Geht man als Grenzfall von starren Verbindungen aus, d.h. alle Elemente wirken als eine Scheibe zusammen, haben alle Elemente einer Wand einen gemeinsamen Drehpunkt.

In Abbildung 5.10 sind für die auf Abbildung 5.9 dargestellte Wand beispielhaft die Kräfte in den Verbindungen zwischen Wand und Untergrund dargestellt. Auch hier wurde, wie bereits im vorhergehenden Abschnitt beschrieben, davon ausgegangen, dass keine Kräfte über Kon-

takt abgetragen werden. Die Kräfte in horizontaler Richtung sind innerhalb eines Elementes konstant. Die Kräfte in vertikaler Richtung sind vom Abstand der Verbindungen zum Drehpunkt des jeweiligen Elementes abhängig. Am stärksten beansprucht sind die äußeren Verbindungen der Wand.

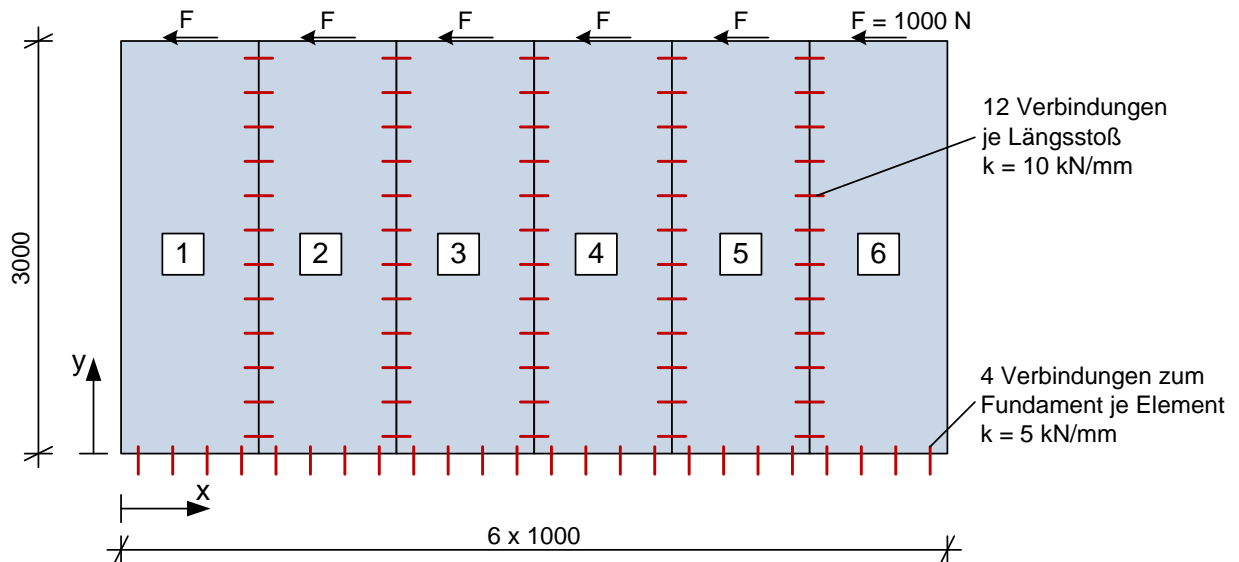


Abbildung 5.9: Beispiel für Wand unter Schubbeanspruchung

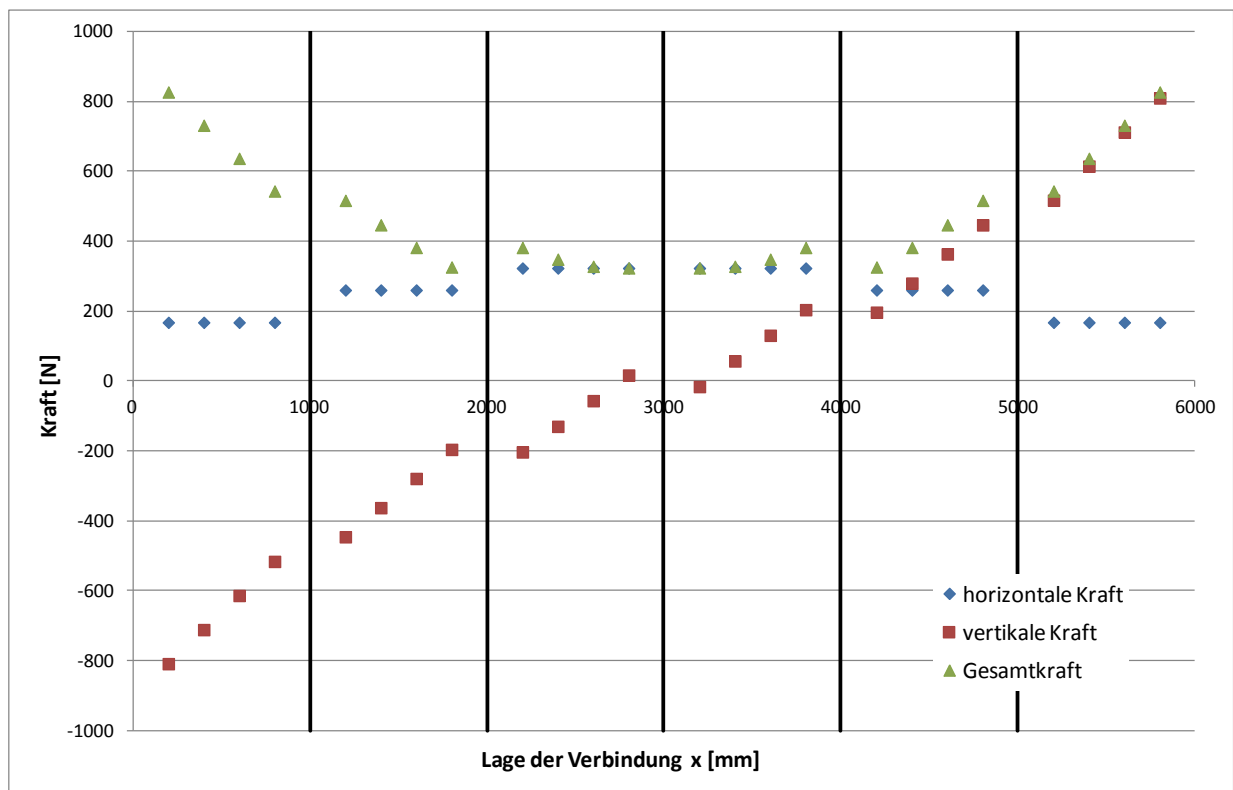


Abbildung 5.10: Kräfte in den Verbindungen zum Fundament

Alle Verbindungen einer Längsfuge werden durch dieselbe vertikale Kraftkomponente beansprucht. Aufgrund der gegenseitigen Verdrehung der Elemente entsteht außerdem eine hori-

zontale Kraftkomponente. Diese ändert sich über die Höhe der Wand linear und es kommt teilweise zu einem Wechsel der Krafrichtung. Die maximale Beanspruchung liegt jeweils in den äußeren Verbindungen, d.h. am oberen und am unteren Ende der Elemente, vor (vgl. Abbildung 5.11).

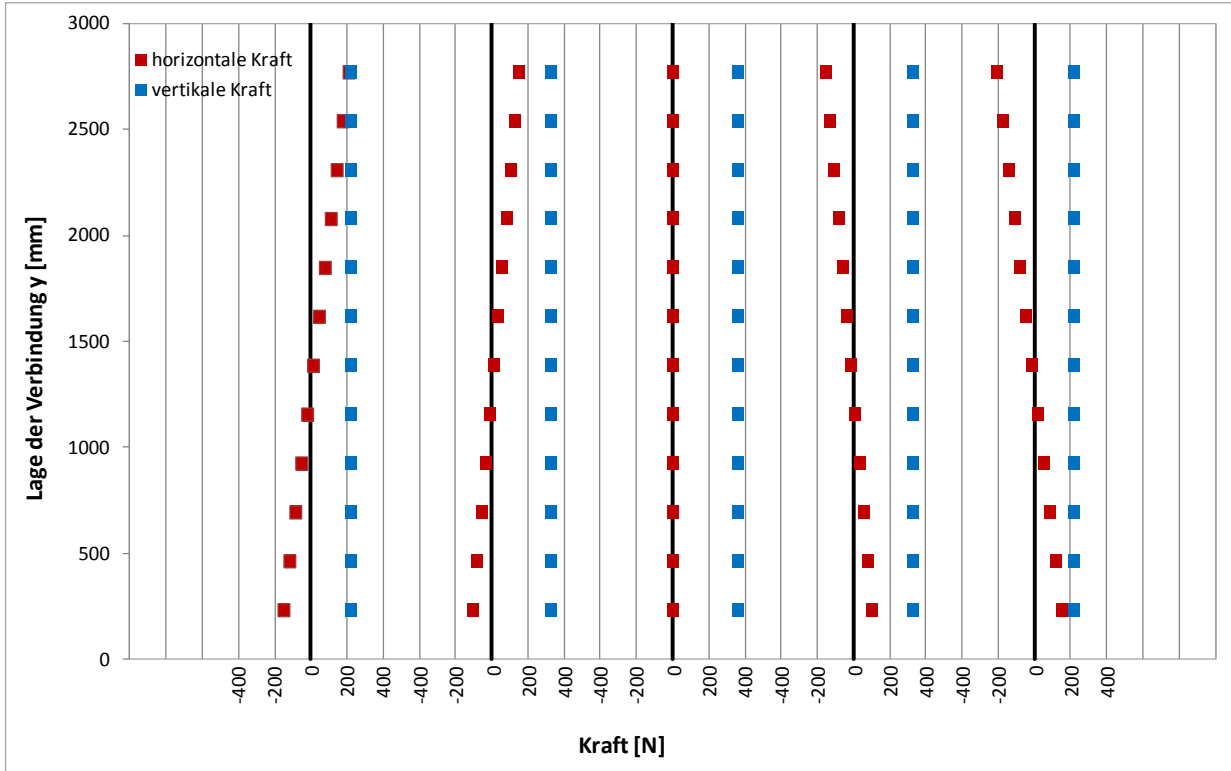


Abbildung 5.11: Kräfte in den Längsfugen

5.3 Handrechenverfahren

5.3.1 Vorbemerkung

Für einige einfache Anwendungsfälle ist es möglich, die Kräfte in den Verbindungen sowie die Verschiebungen mit Handrechenverfahren zu ermitteln. Dazu wurde das Berechnungsverfahren für herkömmliche Schubfelder nach [6] entsprechend angepasst, da sich die Verschiebungsmöglichkeiten der Elemente in unterkonstruktionslosen Gebäuden von den in [6] berücksichtigten unterscheiden. Wie bereits oben erläutert wird auch bei den Handrechenverfahren auf der sicheren Seite liegend davon ausgegangen, dass Kräfte ausschließlich über die Verbindungselemente übertragen werden, d.h. dass kein Lastabtrag über Kontakt stattfindet.

5.3.2 Dach mit Beanspruchung in Elementquerrichtung

Um die Berechnung zu vereinfachen, werden die Verbindungen zunächst über die Elementränder „verschmiert“, d.h. es wird mit einer Steifigkeit und einer Kraft pro Länge gearbeitet. In den Verbindungen wirken nur Kräfte in Richtung der äußeren Last (Abbildung 5.12).

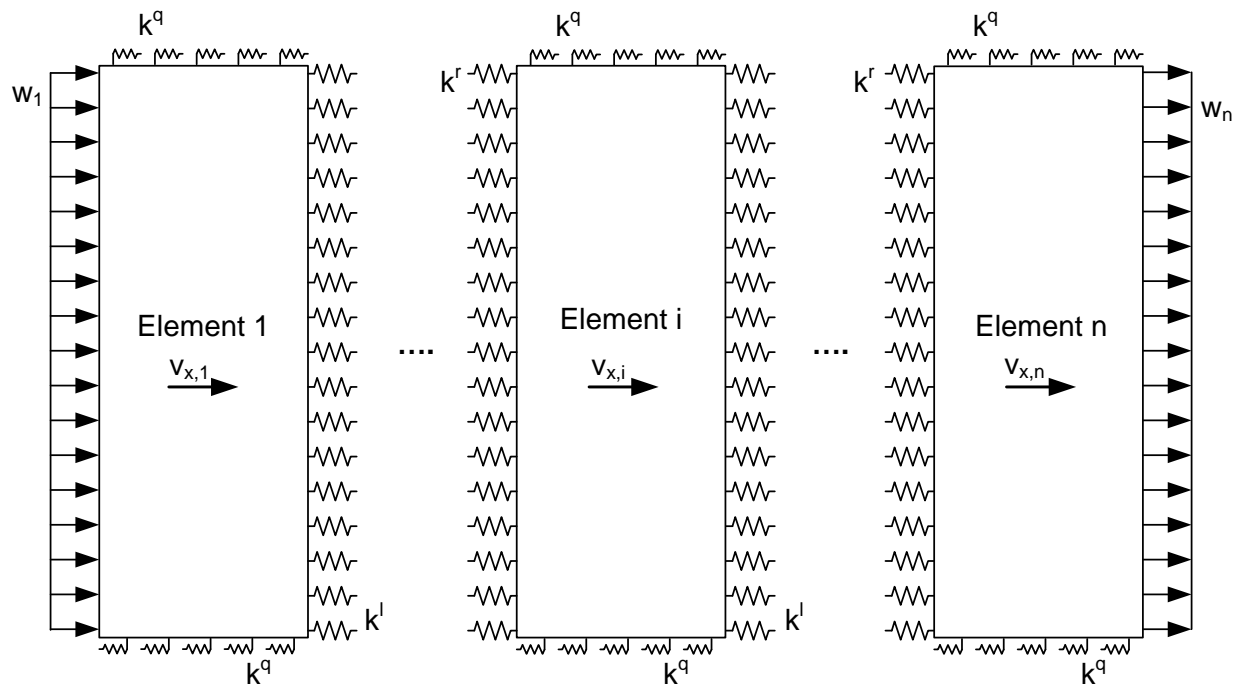


Abbildung 5.12: Modell für Handrechnung

Die horizontale Last bewirkt eine Verschiebung $v_{x,i}$ der einzelnen Elemente. Aus der Verschiebung und der Verbindungssteifigkeit resultieren die folgenden Kräfte, welche auch in Abbildung 5.13 dargestellt sind.

Kraft am Querrand:

$$F_i^q = v_{x,i} \cdot k^q \cdot B \quad (5.1)$$

Kraft in der Längsfuge zwischen Element i und Element i-1:

$$F_i^l = (v_{x,i-1} - v_{x,i}) \cdot k^l \cdot L \quad (5.2)$$

Kraft in der Längsfuge zwischen Element i und Element i+1:

$$F_i^r = (v_{x,i+1} - v_{x,i}) \cdot k^r \cdot L \quad (5.3)$$

An den beiden außen liegenden Elementen angreifende äußere Kräfte:

$$F_1 = w_1 \cdot L \quad (5.4)$$

$$F_n = w_n \cdot L \quad (5.5)$$

mit

B Elementbreite

L Elementlänge

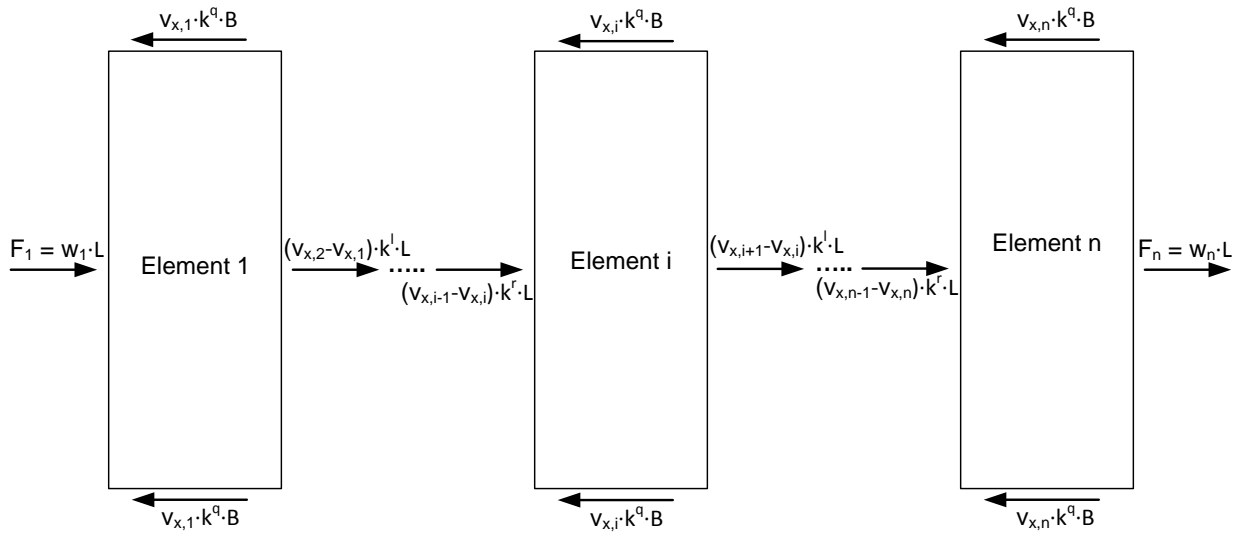


Abbildung 5.13: Auf die Elemente einwirkende resultierende Kräfte

Für jedes Element i ergibt sich das Kräftegleichgewicht

$$(v_{x,i-1} - v_{x,i}) \cdot k^l \cdot L + (v_{x,i+1} - v_{x,i}) \cdot k^r \cdot L - 2 \cdot v_{x,i} \cdot k^q \cdot B + F_i = 0 \quad (5.6)$$

mit

F_i äußere Beanspruchung der Elemente 1 und n entsprechend (5.4) und (5.5); für alle übrigen Elemente gilt $F_i = 0$.

Gleichung (5.6) kann umgeformt werden zu

$$\bar{A}_i \cdot v_{x,i-1} + \bar{B}_i \cdot v_{x,i} + \bar{C}_i \cdot v_{x,i+1} + F_i = 0 \quad (5.7)$$

mit

$$\bar{A}_i = k^l \cdot L$$

$$\bar{B}_i = -(k^l \cdot L + 2 \cdot k^q \cdot B + k^r \cdot L)$$

$$\bar{C}_i = k^r \cdot L$$

wobei für Element 1 die Steifigkeiten k^l am linken und für Element n die Steifigkeiten k^r am rechten Längsrand zu Null zu setzen ist.

Für die n Elemente eines Daches ergeben sich also n Gleichungen, welche die n unbekanntenen Verschiebungen $v_{x,i}$ enthalten. Löst man das lineare Gleichungssystem, erhält man die Verschiebung aller Elemente. Damit können die Kräfte in den Verbindungen bestimmt werden: Verbindungen zwischen dem Querrand eines Dachelements und der angrenzenden Wand:

$$V = \frac{v_{x,i} \cdot k^q \cdot B}{n_q} \quad (5.8)$$

mit

n_q Anzahl der Verbindungen an einem Querrand

Verbindungen in der Längsfuge zwischen zwei Dachelementen:

$$V = \frac{\Delta v_{x,i} \cdot k^l \cdot L}{n_l} \quad \text{oder} \quad V = \frac{\Delta v_{x,i} \cdot k^r \cdot L}{n_r} \quad (5.9)$$

mit

n_l, n_r Anzahl der Verbindungen in der Längsfuge

$$\Delta v_{x,i} = \begin{cases} v_{x,i-1} - v_{x,i} \\ v_{x,i+1} - v_{x,i} \end{cases}$$

5.3.3 Dach mit Beanspruchung in Elementlängsrichtung

Für das Handrechenverfahren werden die Kräfte und Steifigkeiten der Verbindungen ebenfalls über die Länge oder Breite der Elemente verschmiert. Die horizontalen Kräfte, die auf beiden Seiten in die Dachscheibe eingeleitet werden, d.h. Winddruck oder Windsog, werden zunächst zu einer resultierenden Last w zusammengefasst. Auf jedes Element wirkt die Kraft $F_w = w \cdot B$ ein. Abbildung 5.14 zeigt das dem Berechnungsverfahren zugrunde liegende mechanische Modell.

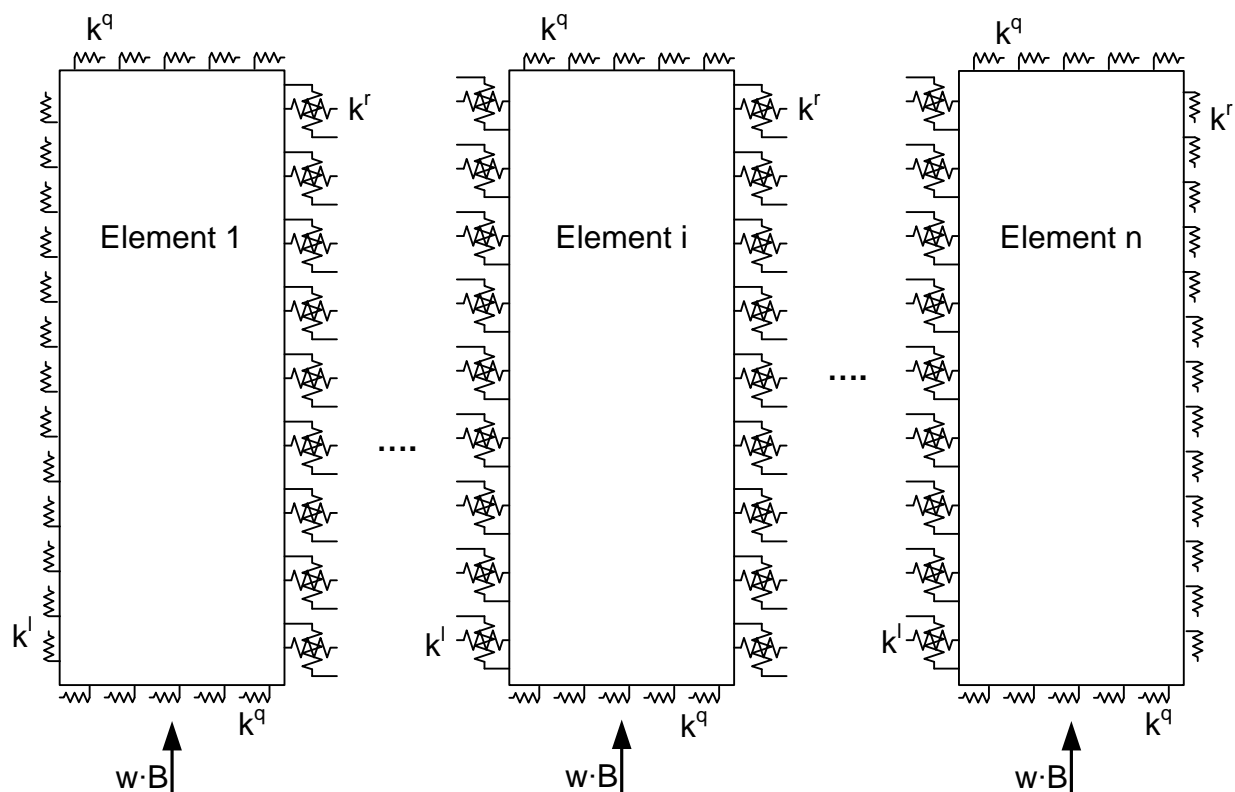


Abbildung 5.14: Modell für Handrechnung

Die in Elementlängsrichtung wirkenden Kräfte können direkt aus dem Kräftegleichgewicht bestimmt werden. Die in die zur Beanspruchungsrichtung parallelen Wände eingeleiteten Kräfte betragen

$$V_1^l = -V_n^r = \frac{n_{SW}}{2} \cdot F_W \quad (5.10)$$

mit

n_{SW} Anzahl der Elemente

Die in einer Fuge zwischen zwei Elementen übertragene Kraft in Elementlängsrichtung (Abbildung 5.15) ergibt sich aus dem Gleichgewicht an den einzelnen Elementen zu

$$V_i^l = V_{i-1}^r \quad (5.11)$$

$$V_i^r = V_i^l - F_W \quad (5.12)$$

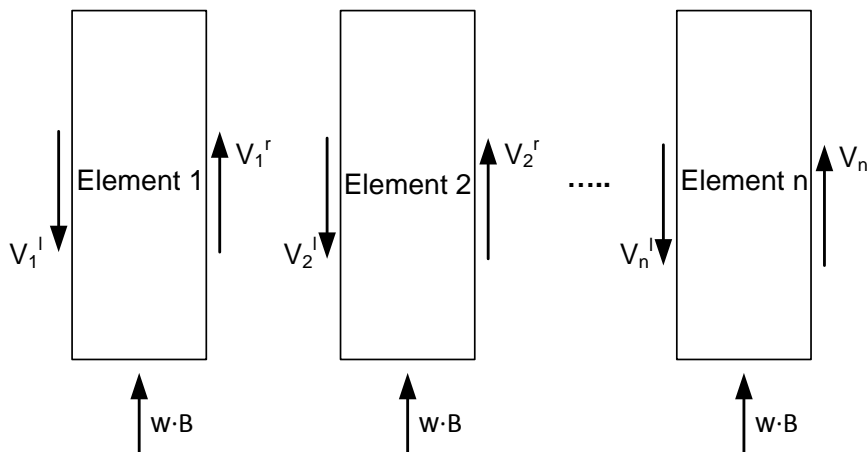


Abbildung 5.15: Kräfte in Elementlängsrichtung

Dadurch dass sich die Elemente in ihrer Ebene verdrehen, ergeben sich sowohl Verschiebungen in Längs- als auch in Querrichtung.

Definiert man im Drehpunkt ein lokales Koordinatensystem, können die Verschiebungen an den Elementrändern folgendermaßen dargestellt werden (Abbildung 5.16).

Verschiebung in Querrichtung am Querrand:

$$v_{x,i} = \varphi_i \cdot \frac{L}{2} \quad (5.13)$$

Verschiebung in Längsrichtung am Querrand:

$$v_{y,i} = \varphi_i \cdot x \quad (5.14)$$

Verschiebung in Querrichtung am Längsrand:

$$v_{x,i} = \varphi_i \cdot y \quad (5.15)$$

Verschiebung in Längsrichtung am Längsrand:

$$v_{y,i} = \varphi_i \cdot \frac{B}{2} \quad (5.16)$$

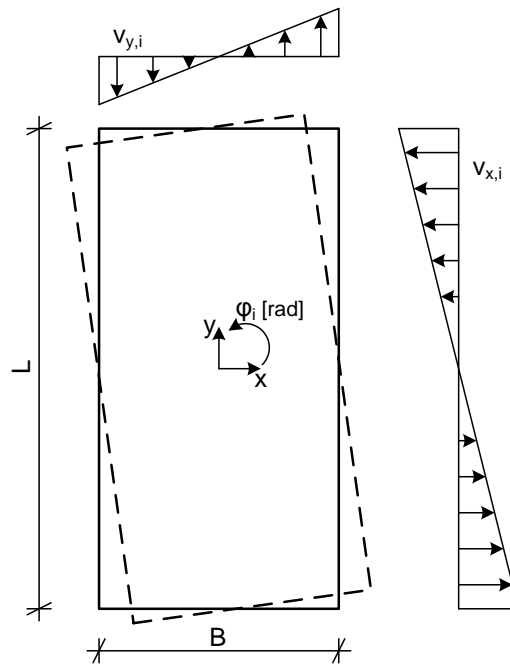


Abbildung 5.16: Aus der Verdrehung resultierende Verschiebungen

Aus der Verschiebung und der Steifigkeit der Verbindungen ergeben sich in Elementquerrichtung die auf Abbildung 5.17 dargestellten Beanspruchungen.

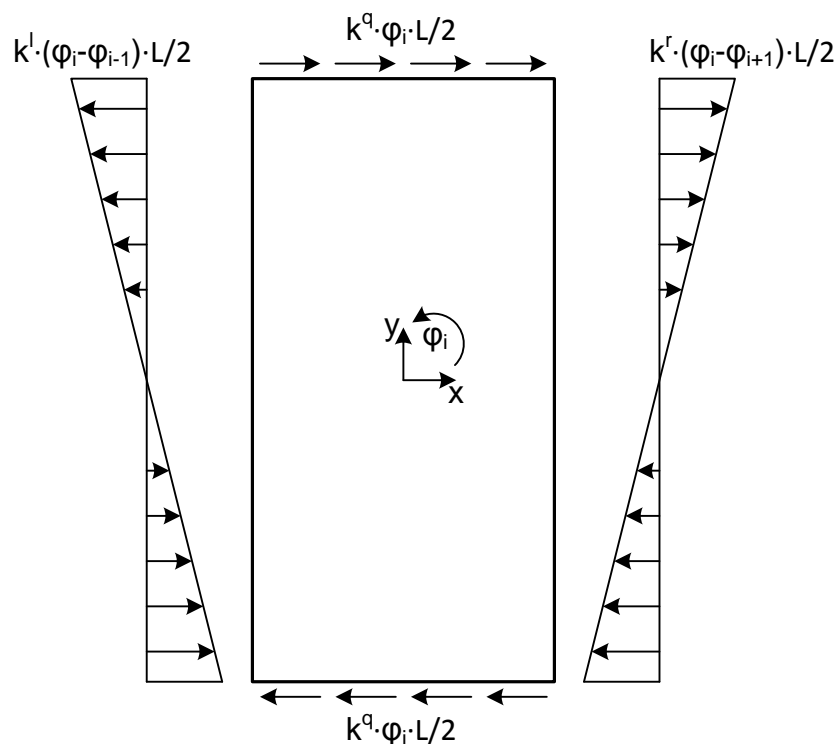


Abbildung 5.17: Durch die Verdrehung verursachte über die Länge verschmierte Kräfte

Abbildung 5.18 zeigt die sich aus den auf Abbildung 5.17 dargestellten Streckenlasten ergebenden resultierenden Kräfte. Zusätzlich sind die in Elementlängsrichtung wirkenden Kräfte dargestellt.

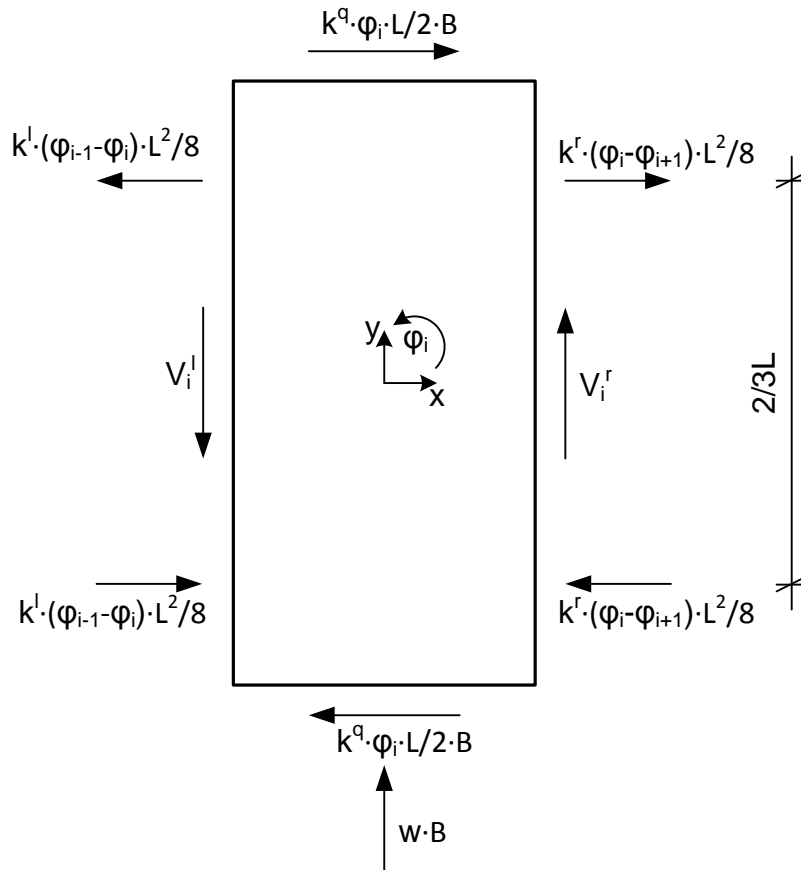


Abbildung 5.18: Auf ein Element i einwirkende resultierende Kräfte

Das Momentengleichgewicht für ein Element i ergibt sich zu:

$$-k^l \cdot (\varphi_i - \varphi_{i-1}) \cdot \frac{L^2}{8} \cdot \frac{2}{3} L - k^r \cdot (\varphi_i - \varphi_{i+1}) \cdot \frac{L^2}{8} \cdot \frac{2}{3} L - k^q \cdot \varphi_i \cdot B \cdot \frac{L}{2} \cdot L + (V_i^l + V_i^r) \cdot \frac{B}{2} = 0 \quad (5.17)$$

Gleichung (5.17) kann umgeformt werden zu

$$\bar{A}_i \cdot \varphi_{i-1} + \bar{B}_i \cdot \varphi_i + \bar{C}_i \cdot \varphi_{i+1} = \bar{D}_i \quad (5.18)$$

mit

$$\bar{A}_i = -\frac{k^l \cdot L^3}{12}$$

$$\bar{B}_i = \frac{k^l \cdot L^3}{12} + \frac{k^q \cdot B \cdot L^2}{2} + \frac{k^r \cdot L^3}{12}$$

$$\bar{C}_i = -\frac{k^r \cdot L^3}{12}$$

$$\bar{D}_i = (V_i^l + V_i^r) \cdot \frac{B}{2}$$

Für Element 1 ist die Steifigkeit k^l am linken und für Element n die Steifigkeit k^r am rechten Rand zu Null zu setzen.

Für die n Elemente einer Dachscheibe ergibt sich ein lineares Gleichungssystem aus n Gleichungen mit n unbekanntem Verdrehungen φ_i . Durch Lösen des Gleichungssystems, erhält man die Verdrehungen φ_i . Sind die Verdrehungen bekannt, können die Verschiebung an den Rändern und damit die Verbindungskräfte berechnet werden. Für eine Verbindung am Querrand eines Elements ergibt sich die Kraft

$$V = \frac{k^q \cdot \varphi_i \cdot \frac{L}{2} \cdot B}{n_q} \quad (5.19)$$

mit

n_q Anzahl der Verbindungen an einem Querrand

In den Längsfugen ist die Kraftkomponente in Querrichtung an den äußeren Verbindungen maximal. Für die maximal beanspruchte Verbindung einer Fuge ergibt sich näherungsweise die Kraft

$$V_x = k^l \cdot (\varphi_i - \varphi_{i-1}) \cdot \frac{L}{2} \cdot \frac{L}{n_l} \quad \text{oder} \quad V_x = k^r \cdot (\varphi_i - \varphi_{i-1}) \cdot \frac{L}{2} \cdot \frac{L}{n_r} \quad (5.20)$$

mit

n_l, n_r Anzahl der Verbindungen in einer Längsfuge

Die Kraftkomponente in Längsrichtung wird entsprechend Formel (5.11) und (5.12) bestimmt und gleichmäßig auf alle Verbindungen einer Fuge verteilt. Für eine Verbindung erhält man als Längskomponente die Kraft

$$V_y = \frac{V_i^l}{n_l} \quad \text{oder} \quad V_y = \frac{V_i^r}{n_r} \quad (5.21)$$

Die resultierende Kraft in einer Längsfugenverbindung ergibt sich durch vektorielle Addition der Längs- und der Querkomponente.

Die maßgebende Verschiebung tritt in Richtung der äußeren Kraft, d.h. in Elementlängsrichtung auf. Die maximale Verschiebung erfahren die Elemente in der Mitte des Daches. Die Verschiebung setzt sich aus zwei Anteilen zusammen und kann durch Aufsummieren der relativen Verschiebungen der einzelnen Elemente bezüglich des benachbarten Elements ermittelt werden. Der erste Anteil resultiert direkt aus den Kräften in Elementlängsrichtung (Abbildung 5.19). Der zweite Anteil resultiert aus der Verdrehung der Elemente (Abbildung 5.20).

Der sich aus den Kräften in Längsrichtung ergebende Anteil ist für Element 1

$$v_{y,1,v} = \frac{V_1^l}{L \cdot k^l} \quad (5.22)$$

wobei k^l hier die Steifigkeit der Verbindungen zwischen Dach und Wand ist.

Der relative Verschiebungsanteil eines Elements i bezüglich des benachbarten Elementes $i-1$ ist

$$v_{y,i/i-1,v} = \frac{V_i^l}{L \cdot k^l} \quad (5.23)$$

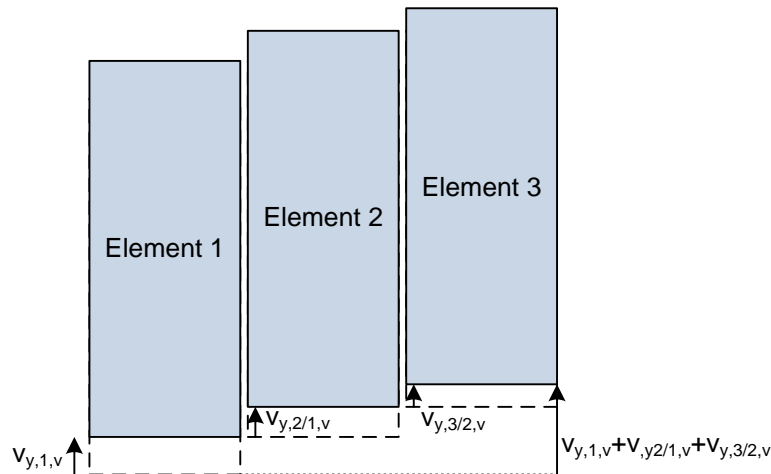


Abbildung 5.19: Aus den Kräften in Längsrichtung resultierende Verschiebungsanteile

Die Verdrehung der Elemente führt zu den auf Abbildung 5.20 dargestellten Verschiebungen. Die Verschiebung an den Längsrändern ist

$$\bar{v}_{y,i,\varphi} = \varphi_i \cdot \frac{B}{2} \quad (5.24)$$

Aufgrund der Verdrehung verschiebt sich ein Rand des Elements entgegen der direkt aus der äußeren Last resultierenden Verschiebung. Um Kräftegleichgewicht herzustellen, muss daher wie auf Abbildung 5.20 dargestellt eine zusätzliche Verschiebung in Längsrichtung stattfinden. Die gesamte aus der Verdrehung resultierende Verschiebung eines Elements beträgt also

$$v_{y,i,\varphi} = 2 \cdot \bar{v}_{y,i,\varphi} = B \cdot \varphi_i \quad (5.25)$$

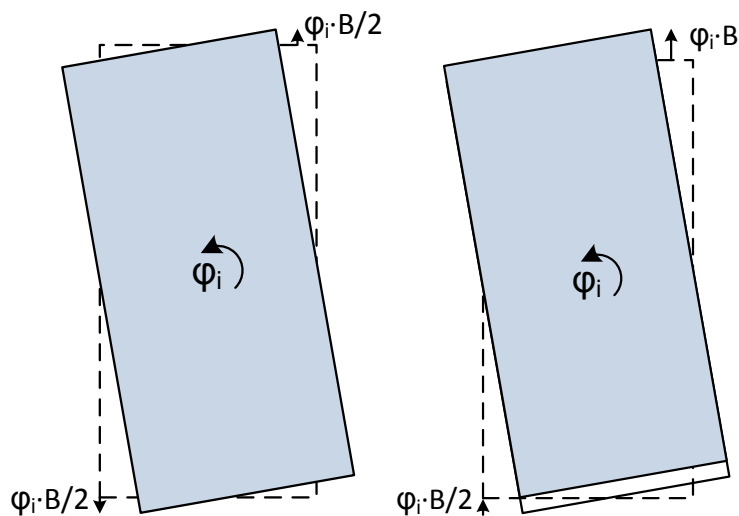


Abbildung 5.20: Aus der Verdrehung resultierende Verschiebungen

Die globale Verschiebung eines Elements j kann durch Aufsummieren der Verschiebungsanteile über die einzelnen Elemente beginnend vom Rand des Daches, d.h. am Element 1, ermittelt werden.

$$v_{y,j} = \sum_{i=1}^j \left(\frac{V_i^l}{L \cdot k^l} + B \cdot \varphi_i \right) \quad (5.26)$$

5.3.4 Wand ohne Verbindung der Längsfugen

Sind die einzelnen Elemente einer Wand nicht miteinander verbunden, trägt jedes Element unabhängig von den benachbarten Elementen die aus dem Dach eingeleitete Schubkraft als Kragarm ab. Aus der aus dem Dach in ein Wandelement eingeleiteten Kraft ergeben sich am Fußpunkt des Elements eine horizontale Kraft sowie ein Moment. Die horizontale Kraft wird konstant auf alle Verbindungen verteilt.

$$V_x = \frac{F}{n_u} \quad (5.27)$$

mit

n_u Anzahl der Verbindungen zwischen Wandelement und Untergrund

Das Moment wird über Kräftepaare aus vertikal wirkenden Kräften in den Untergrund eingeleitet (Abbildung 5.21). Die vertikale Kraftkomponente in den meist beanspruchten, d.h. äußeren Verbindungen eines Elements berechnet sich zu

$$V_y = \frac{F \cdot L}{\sum \frac{c_k^2}{c_1}} \quad (5.28)$$

mit

c_k Abstand zwischen einem Paar von Verbindungen

c_1 Abstand zwischen den beiden äußeren Verbindungen

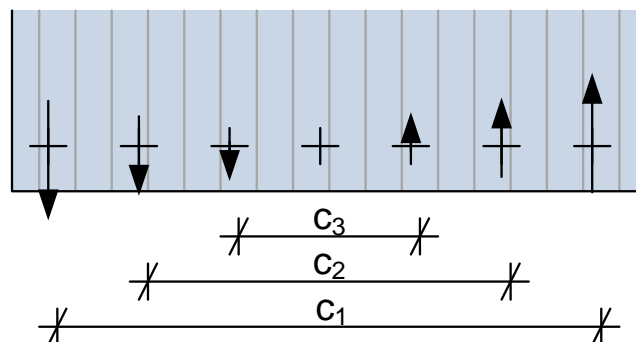


Abbildung 5.21: Vertikale Kräfte in den Verbindungen zum Fundament

Die Kraft in den äußeren Verbindungen kann auch durch die Verdrehung des Elements und die Verbindungssteifigkeit ausgedrückt werden.

$$V_y = \varphi_i \cdot \frac{c_1}{2} \cdot k^u \quad (5.29)$$

mit

k^u Steifigkeit der Verbindung mit dem Untergrund

Durch Gleichsetzen von (5.28) und (5.29) erhält man die Verdrehung des Elements.

$$\varphi_i = \frac{2 \cdot F \cdot L}{k^u \cdot \sum c_k^2} \quad (5.30)$$

Die horizontale Verschiebung eines Elements ist an seinem Kopfende maximal. Sie setzt sich aus einem Anteil $v_{x,F}$ aus der horizontalen Kraft in den Verbindungen und aus einem Anteil $v_{x,\varphi}$ aus der Verdrehung des Elements zusammen (Abbildung 5.22).

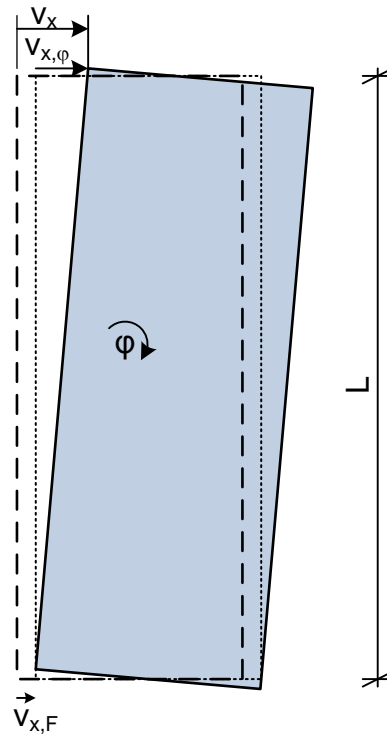


Abbildung 5.22: Anteile an der Verschiebung am Kopfende eines Wandelements

Der Anteil $v_{x,F}$ ergibt sich aus dem horizontalen Kraftanteil V_x in einer Verbindung entsprechend Gleichung (5.27) und der Verbindungssteifigkeit.

$$v_{x,F} = \frac{F}{n_u \cdot k^u} \quad (5.31)$$

Die horizontale Verschiebung $v_{x,\varphi}$ aus der Verdrehung beträgt

$$v_{x,\varphi} = \varphi \cdot L \quad (5.32)$$

Für die gesamte horizontale Verschiebung am Kopfende eines Wandelements ergibt sich damit

$$v_x = \frac{F}{n_u \cdot k_u} + \frac{2 \cdot F \cdot L^2}{k_u \cdot \sum c_k^2} \quad (5.33)$$

5.3.5 Wand mit Verbindungen in den Längsfugen

Für diesen Anwendungsfall ist eine analytische Ermittlung der Verschiebungen und der Verbindungskräfte nicht praktikabel. Für die einzelnen Elemente sind nicht nur die Verdrehung und die Verschiebung, sondern dadurch, dass sich die einzelnen Elemente gegenseitig beeinflussen, auch die Lage des Drehpunkts unbekannt. Um diese unbekanntes Größen zu ermitteln, steht kein lineares Gleichungssystem zur Verfügung. Die Verschiebungen sowie die Verbindungskräfte können jedoch auch in diesem Fall recht einfach durch numerische Berechnungen ermittelt werden.

5.4 Validierung des mechanischen Modells durch Vergleich mit Versuchen

Zur Validierung des mechanischen Modells wurden die in [47] beschriebenen Versuche herangezogen. Im Rahmen dieser Versuche wurden unterschiedliche Wandkonfigurationen rahmenloser Konstruktionen unter horizontaler Beanspruchung geprüft. Die Höhe der Wand und damit die Länge der Sandwichelemente betrug in allen Versuchen 3 m. Die Anzahl der Elemente je Wand sowie die Anzahl der Verbindungen zwischen Wand und Untergrund wurden variiert. Es wurden sowohl Versuche mit einzelnen Elementen als auch Versuche mit zwei oder drei in ihren Längsfugen miteinander verbundenen Elementen durchgeführt. An den Fußpunkten wurden die Elemente an Stahlwinkeln befestigt. Dazu wurden auf beiden Seiten des Sandwichelements Bohrschrauben durch die Stahlwinkel hindurch in eine Deckschicht geschraubt. Da in den Randbereichen der Elemente liegende Verbindungen für den Lastabtrag effektiver sind, wurden die Verbindungen im Randbereich vergleichsweise dicht und zur Elementmitte hin mit größerem Abstand angeordnet. Zur Verbindung der Längsfugen wurden ebenfalls Bohrschrauben verwendet. Diese wurden beidseitig angeordnet, so dass sowohl innere als auch äußere Deckschichten miteinander verbunden waren. Die horizontale Last wurde am Kopfende in die Elemente eingeleitet. Hier wurde auch die horizontale Verschiebung gemessen. In Tabelle 5.1 sind die im Folgenden betrachteten Versuche zusammengestellt.

Nummer	Anzahl Elemente	Verbindungen am Fußpunkt	Verbindungen in den Längsfugen
S1	1	2x24 Verbindungen, Abstand im Randbereich des Elements 25 mm	-
S3	1	2x16 Verbindungen, Abstand im Randbereich des Elements 50 mm	-
S4	1	2x20 Verbindungen, Abstand im Randbereich des Elements 25 mm	-
S6	2		2x6 Verbindungen je Fuge
S7	3		2x6 Verbindungen je Fuge
S8	3		2x11 Verbindungen je Fuge

Tabelle 5.1: Zusammenstellung der Versuche aus [47]

Die Last-Verschiebungsbeziehung ist, insbesondere bei den Versuchen an Einzelementen, zunächst näherungsweise linear und geht dann in einen nichtlinearen Bereich über. Schließlich nimmt die Verschiebung bei etwa konstanter Kraft weiter zu. Das Versagen trat entsprechend der Angaben in [47] durch Knittern der Deckschicht direkt über dem Auflager ein. Es fällt jedoch auf, dass dieses Versagen erst nach sehr großen Verschiebungen auftrat. Vermutlich hatten sich bereits zuvor sehr ausgeprägte Langlöcher eingestellt und die Deckschicht hatte Kontakt zum Untergrund, weshalb die Kräfte nicht mehr über die Verbindungselemente, sondern direkt in die Kante der Deckschichten eingeleitet wurden. Dies kann zu einem Versagen der Deckschicht führen. Das Versagen des Elements ist also eine Folge des vorherigen Versagens der Verbindungen. Zur Ausführung der Verbindungen sowie zu ihrem Verhalten während des Versuchs werden in [47] keine näheren Angaben gemacht.

Zunächst werden die Versuche an einzelnen Elementen betrachtet. Die Horizontalkraft führt zu einem Moment, welches durch Kräftepaare in den Verbindungen am Fußpunkt abgetragen wird. Im Traglastzustand ist die Kraft in allen Verbindungen gleich groß. Die sich für eine Verbindung ergebende Vertikalkraft beträgt

$$V_y = \frac{F \cdot L}{\sum c_k} \quad (5.34)$$

mit

c_k Abstand zwischen den Verbindungen eines Verbindungspaares

Außerdem werden die Verbindungen durch eine in allen Verbindungen gleich große horizontale Kraftkomponente beansprucht.

$$V_x = \frac{F}{n_u} \quad (5.35)$$

mit

n_u Anzahl der Verbindungen

Aus der im Versuch maximal erreichten Horizontalkraft wurde die Tragfähigkeit der Verbindungen am Fußpunkt des Elements rückgerechnet. Dies ist in Tabelle 5.2 in tabellarischer Form dargestellt.

Versuch	max. Kraft [kN]	$\sum c_k$ [mm]	n_u [-]	V_y [kN]	V_x [kN]	V_{max} [kN]
S1	12,30	7200	24	5,13	0,51	5,15
S3	7,65	4700	16	4,88	0,48	4,91
S4	10,30	6800	20	4,54	0,52	4,57
Mittelwert						4,9
Varianz						6%

Tabelle 5.2: Bestimmung der Tragfähigkeit der Verbindungen aus den Versuchen

Die geringe Abweichung zwischen den einzelnen Ergebnissen zeigt, dass der Traglastzustand durch das mechanische Modell gut abgebildet wird. Da das Element von beiden Seiten mit dem Versuchsaufbau verschraubt war, entspricht der in Tabelle 5.2 berechnete Wert eigentlich der Tragfähigkeit von zwei Verbindungen. Für eine Verbindung ergibt sich somit eine Tragfähigkeit von etwa 2,4 kN, was in einer realistischen Größenordnung liegt.

Um nicht nur den Traglastzustand sondern die vollständige Kraft-Verschiebungskurve nachvollziehen zu können, muss die Kraft-Verschiebungsbeziehung der Verbindungen bekannt sein. Die Anfangssteifigkeit wurde aus dem näherungsweise linearen Abschnitt der Kraft-Verschiebungskurve aus den Versuchen unter Verwendung von Gleichung (5.33) rückgerechnet. Die Berechnung ist in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Auch hier weist die vergleichsweise kleine Abweichung zwischen den einzelnen Ergebnissen auf eine gute Übereinstimmung des mechanischen Modells mit dem realen Tragverhalten hin.

Versuch	Kraft [kN]	Weg [mm]	n_u [-]	$\sum c_k^2$ [mm]	Steifigkeit [kN/mm]
S1	6,85	4	24	4313250	7,218
S3	4,65	3	16	3137850	8,988
S4	4,75	2	20	5135000	8,444
Mittelwert					8,2
Varianz					11%

Tabelle 5.3: Bestimmung der Steifigkeit der Verbindungen aus den Versuchen

In den zur Validierung des mechanischen Modells durchgeführten numerischen Berechnungen wurden die Sandwichelemente als starre Scheiben modelliert, die Verbindungen zwischen Element und Versuchsaufbau wurden durch Federelemente des Typs combin39 dargestellt. Für diese Elemente kann eine nahezu beliebige Kraft-Verschiebungsbeziehung definiert werden. Für die Berechnungen wurde ein trilineares Federgesetz angenommen. Die in Tabelle 5.3 bestimmte Anfangssteifigkeit wurde bis zur Hälfte der in Tabelle 5.2 bestimmten Tragfä-

higkeit angesetzt. Für den zweiten Bereich der Kurve wurde die Steifigkeit 4,5 kN/mm angenommen. Nach Erreichen der Tragfähigkeit kann die Verschiebung bei konstanter Last weiter gesteigert werden. Die sich ergebende Kraft-Verschiebungsbeziehung (Abbildung 5.21) entspricht etwa den aus Versuchen an ähnlichen Verbindungen bekannten Kurven.

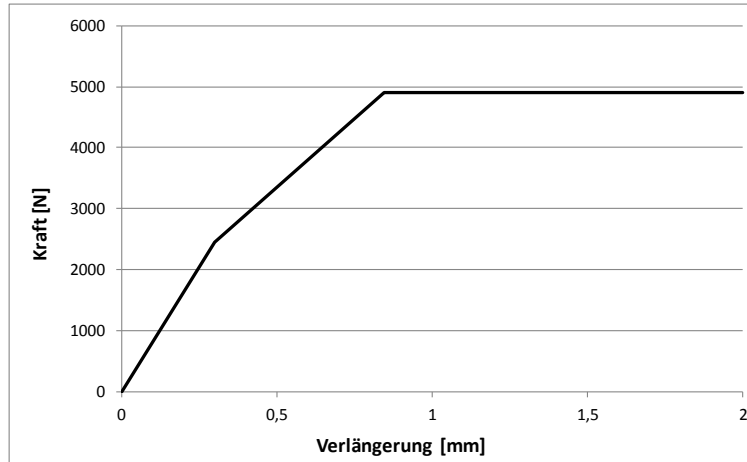


Abbildung 5.23: Kraft-Verschiebungsbeziehung der Verbindungen in der FE-Rechnung

Abbildung 5.24 zeigt sowohl die Kraft-Verschiebungskurven aus den Versuchen als auch die berechneten Verläufe. Die recht gute Übereinstimmung zwischen den Kurven zeigt, dass die für die Verbindungen angenommene Kraft-Verschiebungsbeziehung recht gut der realen Beziehung entspricht.

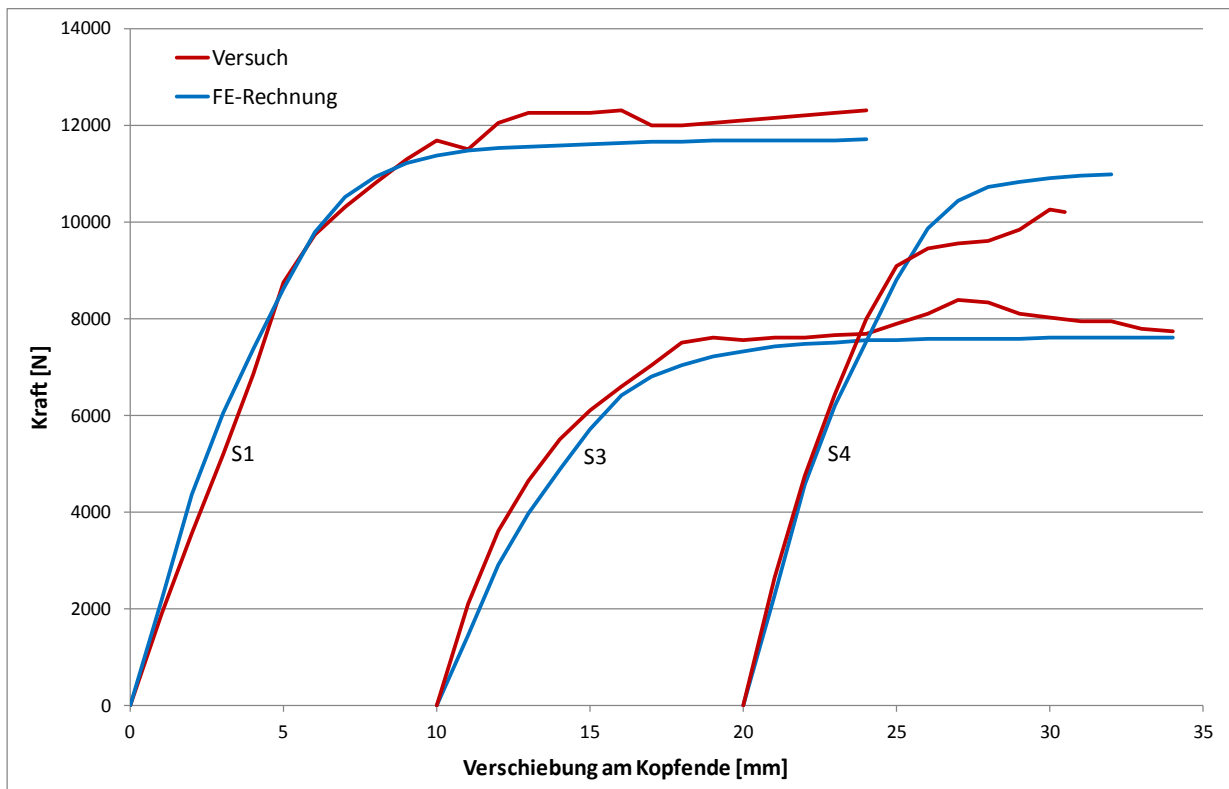


Abbildung 5.24: Kraft-Verschiebungsbeziehung aus Versuchen und FE-Berechnungen

Neben den Versuchen an einzelnen Elementen wurden auch die Versuche an aus mehreren in ihren Längsstößen miteinander verbundenen Elementen bestehenden Wandsystemen zur Validierung des mechanischen Modells herangezogen. Für die Verbindungen zwischen Element und Versuchsaufbau wurde die aus den Versuchen an Einzelementen bestimmte Kraft-Verschiebungsbeziehung verwendet. In den Finite-Elemente-Berechnungen wurde für die Verbindungen in den Längsfugen ein bilineares Federgesetz angenommen. Die Steifigkeit wurde zu 8,0 kN/mm angenommen; bei Erreichen der Tragfähigkeit von 1,3 kN kann die Verschiebung bei konstanter Kraft weiter gesteigert werden. Abbildung 5.25 zeigt die Kraft-Verschiebungskurven aus den Versuchen sowie die in den FE-Berechnungen ermittelten Kurven.

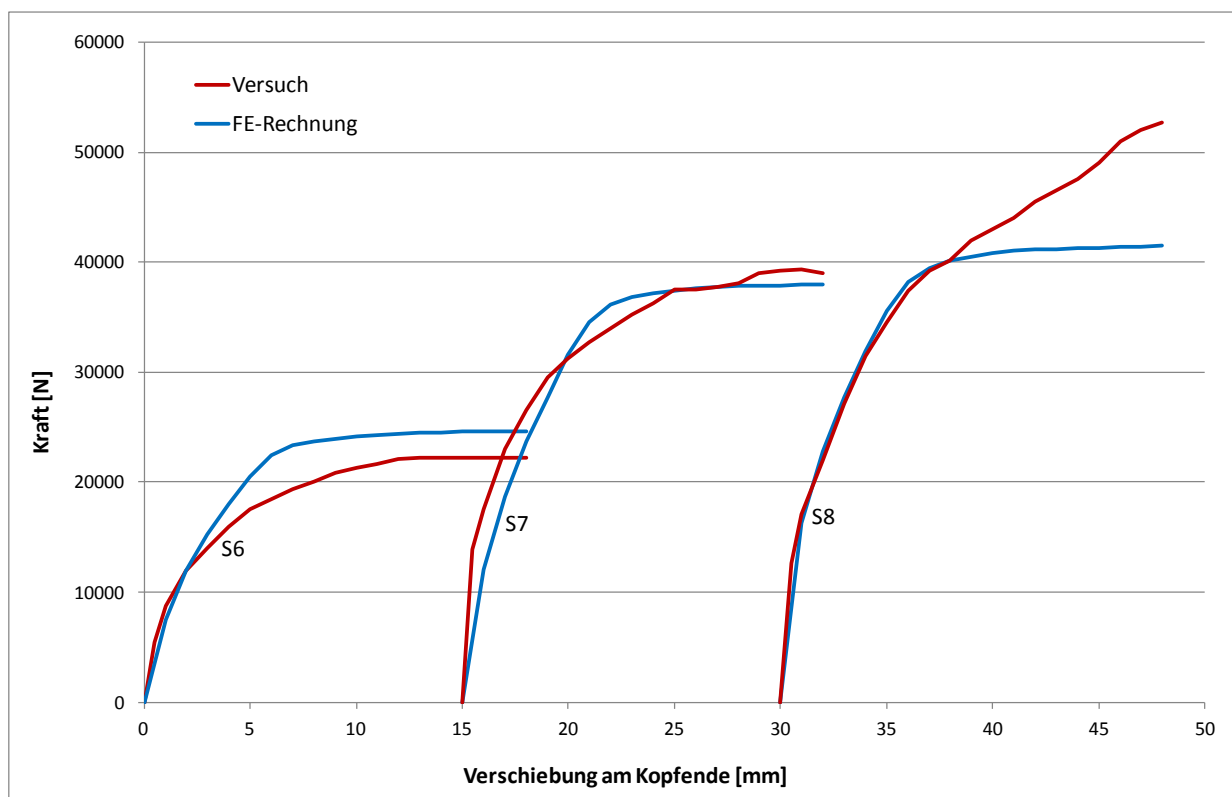


Abbildung 5.25: Kraft-Verschiebungsbeziehung aus Versuchen und FE-Berechnungen

Die Kurvenverläufe stimmen recht gut überein. Lediglich Versuch S8 zeigt nach anfänglich guter Übereinstimmung einen stark abweichenden Verlauf. Nachdem die Last-Verschiebungskurve bereits den nichtlinearen Bereich erreicht hat, steigt die Steifigkeit des Systems nochmals deutlich an. Dies kann unterschiedliche durch das mechanische Modell nicht erfasste Ursachen haben: Eventuell werden nach größerer Verformung in den Längsfugen Druckkräfte über Kontakt übertragen. Es ist auch möglich, dass einige Verbindungselemente nach größerer Schiefstellung ursprünglich orthogonal zum Verbindungselement wirkende Kräfte teilweise durch Zug übertragen und dadurch die Steifigkeit der Verbindung wieder ansteigt. Dies wurde auch in den Versuchen in [6] beobachtet. Außerdem könnte es auf-

grund der großen Verschiebung am Fußpunkt der Elemente zur Einleitung von Druckkräften in die Kante der Sandwichelemente über Kontakt gekommen sein. Darauf weist auch das endgültige Versagen des Systems durch Versagen der Deckschicht in diesem Bereich hin.

Insgesamt ist die Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen und den mit dem vergleichsweise einfachen mechanischen Modell ermittelten Berechnungsergebnissen sehr gut, obwohl die geprüften Systeme recht komplex waren und insbesondere bezüglich der Verbindungen viele Annahmen getroffen werden mussten. Durch den Ansatz starrer Sandwichelemente und nachgiebiger Verbindungen kann das Tragverhalten schubbeanspruchter Sandwichelemente in rahmenlosen Konstruktionen also ausreichend genau beschrieben werden.

6 Axial beanspruchte Sandwichelemente

6.1 Vorbemerkungen

6.1.1 Allgemeines

In rahmenlosen Konstruktionen müssen neben den horizontalen Lasten, welche zu Schubbeanspruchungen in den Elementen führen, auch alle in vertikaler Richtung auf das Gebäude einwirkenden Lasten durch die Sandwichelemente selbst abgetragen werden. In den Wandelementen entstehen daher z.B. aus Eigengewicht und Schnee Normalkräfte als zusätzliche Schnittgröße.

In den Bemessungsvorschriften für Sandwichelemente [EN 14509], [29] ist bisher nur die Bemessung ausschließlich biegebeanspruchter Elemente geregelt. Axiale Beanspruchungen sowie die daraus resultierenden Effekte aus Theorie II. Ordnung können mit den vorhandenen Regelungen nicht erfasst werden.

Experimentelle Untersuchungen an axial beanspruchten Sandwichelementen wurden bereits mehrfach durchgeführt, z.B. [13], [14], [48], [50], [69]. Jedoch wurden aus diesen Versuchen keine allgemeingültigen Bemessungsansätze abgeleitet. Dies liegt teilweise auch daran, dass in den Versuchen oftmals kein globales Knicken oder Knittern der Deckschicht, sondern lediglich ein Versagen an der Lasteinleitungsstelle auftrat. Die globale Tragfähigkeit konnte durch die Versuche daher nicht wirklich erfasst werden. Auch aus analytischen und numerischen Untersuchungen an axial beanspruchten Sandwichelementen, z.B. [13], [37], [58], [69], wurden bisher keine zur praktischen Bemessung geeigneten Ansätze entwickelt. In den Untersuchungen wurden oftmals lediglich kritische elastische Knick- und Beullasten, aber nicht das reale Tragverhalten axial beanspruchter Sandwichelemente betrachtet. Zudem beziehen sich viele dieser Untersuchungen nicht auf Sandwichelemente mit für das Bauwesen üblichen Werkstoffen und Abmessungen. Die Elemente kamen oftmals aus anderen Anwendungsbereichen, z.B. aus der Luftfahrt. Auch zum Langzeitverhalten bei axialer Beanspruchung sind bisher keine Untersuchungen verfügbar.

In diesem Kapitel werden Ansätze zur Bemessung von Sandwichelementen mit axialer Beanspruchung oder einer Kombination aus axialer Beanspruchung und Biegebeanspruchung entwickelt. Dazu werden die bereits vorhandenen Ansätze für biegebeanspruchte Sandwichelemente entsprechend erweitert. Nach einer kurzen Erläuterung der kritischen Knick- und Beullasten sowie des realen Tragverhaltens axial beanspruchter Sandwichelemente werden die Effekte aus Theorie II. Ordnung sowohl experimentell als auch numerisch untersucht, um ihre Berücksichtigung bei der Schnittgrößenermittlung zu ermöglichen. Anschließend wird der Einfluss von axialen Lasten auf die durch die Deckschichten der Elemente maximal aufnehmbare Druckspannung, d.h. auf die Knitterspannung, untersucht. In Langzeitversuchen wird der Ein-

fluss des Kriechens des Kernmaterials unter axialen Dauerlasten untersucht. Abschließend werden Bemessungsansätze für axial beanspruchte Sandwichelemente vorgestellt. Diese basieren auf den Ansätzen für biegebeanspruchte Sandwichelemente, ermöglichen jedoch zusätzlich die Berücksichtigung von Axialkräften und den daraus resultierenden Effekten aus Theorie II. Ordnung; Kriecherscheinungen unter Dauerlasten können ebenfalls berücksichtigt werden.

Neben dem in diesem Kapitel betrachteten globalen Tragverhalten muss auch das lokale Tragverhalten an der Lasteinleitungsstelle, an der die Normalkraft in die Deckschicht eingeleitet wird, betrachtet werden. Die entsprechenden Untersuchungen sind in Kapitel 7 dokumentiert.

6.1.2 Kritische elastische Beul- und Knicklasten axial beanspruchter Sandwichelemente

Aufgrund der im Vergleich zum Kern sehr großen Steifigkeit der Deckschichten werden Normalkräfte analog zu Biegemomenten näherungsweise ausschließlich über Normalspannungen in den Deckschichten der Elemente abgetragen.

Abbildung 6.1 zeigt zwei Möglichkeiten für die erste Eigenform eines durch eine zentrische Normalkraft beanspruchten Sandwichelements. Die links dargestellte Eigenform entspricht einem kurzwelligen Beulen (Knittern) beider Deckschichten, wie es auch in der gedrückten Deckschicht biegebeanspruchter Elemente auftritt. Die rechts dargestellte Eigenform entspricht dem globalen Knicken des Elements.

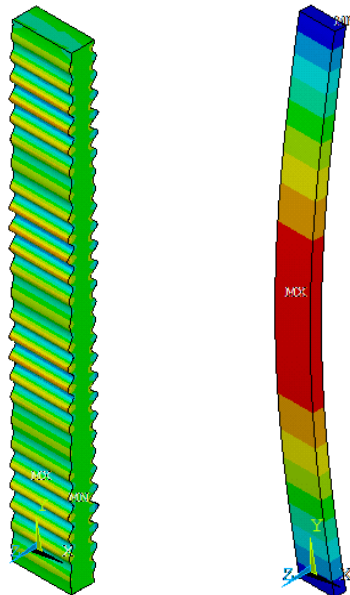


Abbildung 6.1: Mögliche Eigenformen axial beanspruchter Sandwichelemente

Die Kernwerkstoffe der im Bauwesen verwendeten Sandwichelemente haben eine vergleichsweise große Schubnachgiebigkeit. Die Verformungen aufgrund von Querkräften dürfen daher bei der Ermittlung der elastischen Knicklast nicht wie sonst z.B. im Stahlbau üblich vernachlässigt werden. Die elastische Knicklast eines axial beanspruchten beidseitig gelenkig ge-

lagerten Stabes unter Berücksichtigung der Schubnachgiebigkeit wurde von Engesser hergeleitet [17]:

$$N_{cr} = \frac{\frac{\pi^2 \cdot EI}{L^2}}{1 + \frac{\pi^2 \cdot EI}{L^2 \cdot G \cdot A}} \quad (6.1)$$

Die ursprünglich für Stahlprofile entwickelte Gleichung (6.1) kann auch auf Sandwichelemente angewendet werden. Daraus ergibt sich die z.B. auch in [2], [58] und [64] hergeleitete elastische Knicklast für das globale Knicken eines beidseitig gelenkig gelagerten, durch zentrischen Druck beanspruchten Sandwichelements mit quasi-ebenen Deckschichten:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot \frac{B_S}{L^2}}{1 + \pi^2 \cdot \frac{B_S}{L^2 \cdot G_C \cdot A_C}} \quad (6.2)$$

Für den Grenzfall eines schubstarrten Stabs ergibt sich aus Gleichung (6.2) die Knicklast N_{ki} nach Euler.

$$N_{ki} = \frac{\pi^2 \cdot B_S}{L^2} \quad (6.3)$$

Für einen biegestarren Stab ergibt sich die Knicklast zu $G_C \cdot A_C$, was der Schubsteifigkeit des Elements entspricht. Durch Einsetzen dieser Grenzwerte kann Gleichung (6.2) folgendermaßen umgeformt werden:

$$\frac{1}{N_{cr}} = \frac{1}{N_{ki}} + \frac{1}{G_C \cdot A_C} \quad (6.4)$$

Die elastische Knicklast kann also auch durch reziprokes Addieren des Biegeanteils N_{ki} (Gleichung (6.3)) und des Schubanteils $G_C \cdot A_C$ berechnet werden. Dieses Vorgehen wird als Methode der Einzelsteifigkeiten bezeichnet [58], [64]. Die Methode der Einzelsteifigkeiten setzt voraus, dass die Durchbiegung aufgrund von Momenten und die Durchbiegung aufgrund von Querkräften dieselbe Form haben. Dies ist z.B. bei beidseitig gelenkig gelagerten Einfeldträgern der Fall. Für Elemente mit beliebigen Randbedingungen liefert die Methode daher nicht immer die exakte Knicklast, sondern teilweise nur eine Näherungslösung [64].

Gleichung (6.2) ist für Elemente mit ebenen und leicht profilierten Deckschichten gültig. Um auch Elemente mit stark profilierten Deckschichten erfassen zu können, muss die Gleichung um einen Anteil für die Eigenbiegesteifigkeit der Deckschichten erweitert werden. Dies ist z.B. in [13] beschrieben, wird jedoch, da Elemente mit profilierten Deckschichten für den hier betrachteten Anwendungsbereich nicht üblich sind, im Folgenden nicht weiter betrachtet.

Der Biegeanteil der elastischen Knicklast ist von der Knicklänge abhängig, während der Schubanteil von der Länge unabhängig ist. Mit zunehmender Knicklänge nähert sich die elastische Knicklast dem Biegeanteil N_{ki} an. Der Schubanteil $G_C \cdot A_C$ stellt eine obere Grenze für die elastische Knicklast dar (Abbildung 6.2).

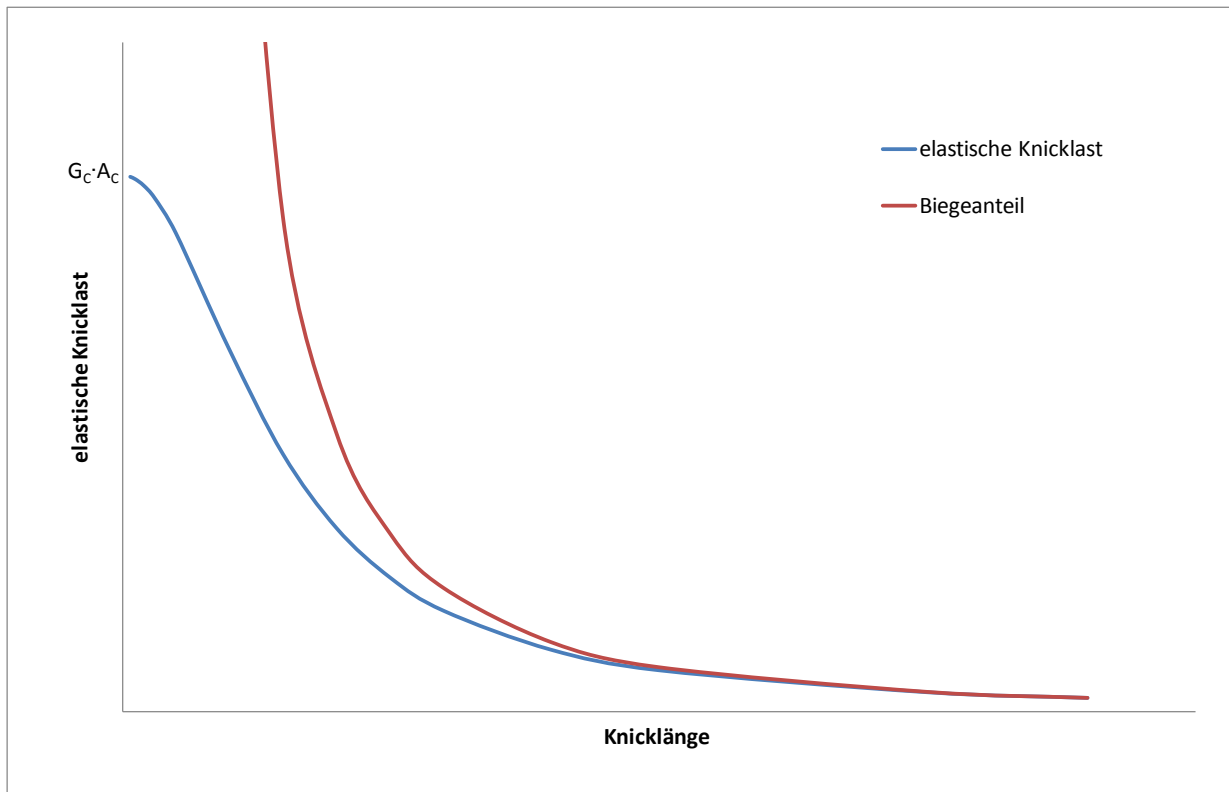


Abbildung 6.2: Elastische Knicklast für globales Knicken von Sandwichelementen

Neben dem Versagen durch globales Knicken kann auch Stabilitätsversagen durch Erreichen der Knitterspannung in einer oder beiden Deckschichten eintreten. Die Axialkraft, bei der Stabilitätsversagen durch Knittern eintritt, berechnet sich zu

$$N_w = \sigma_w \cdot (A_{F1} + A_{F2}) \quad (6.5)$$

Die Kraft N_w ist von der Länge des Elements unabhängig. Sie entspricht der Drucknormalkraft, die der Querschnitt unter der Voraussetzung, dass kein globales Knicken auftritt, abtragen kann. Analog zum Schlankheitsgrad eines druckbeanspruchten Stahlprofils, kann der Schlankheitsgrad eines axial beanspruchten Sandwichelements daher als

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_w}{N_{cr}}} \quad (6.6)$$

definiert werden. Analog zur elastischen Knicklast besteht auch der Schlankheitsgrad aus einem Biegeanteil $\bar{\lambda}_{ki}$ und einem Schubanteil $\bar{\lambda}_{GA}$:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\bar{\lambda}_{ki}^2 + \bar{\lambda}_{GA}^2} \quad (6.7)$$

mit

Biegeschlankheitsgrad

$$\bar{\lambda}_{ki} = \sqrt{\frac{N_w}{N_{ki}}} \quad (6.8)$$

Schubslankheitsgrad

$$\bar{\lambda}_{GA} = \sqrt{\frac{N_w}{G_C \cdot A_C}} \quad (6.9)$$

So wie der Schubanteil eine obere Grenze für die elastische Knickkraft darstellt, ist der Schubslankheitsgrad eine untere Grenze für den Slankheitsgrad eines Sandwichelements. Die erste Eigenform bei zentrischem Druck entspricht also bei Sandwichelementen mit Slankheitsgraden $\bar{\lambda} > 1$ einem globalem Knicken und bei Elementen mit Slankheitsgraden $\bar{\lambda} < 1$ einem Knittern der Deckschichten. Damit globales Knicken maßgebend ist, müssen die Elemente also vergleichsweise dünn und ihre Deckschichten steif sein.

6.1.3 Reales Tragverhalten axial beanspruchter Sandwichelemente

In Abbildung 6.3 ist das Last-Durchbiegungsdiagramm für ein durch zentrischen Druck beanspruchtes ideales Sandwichelement dargestellt [69]. Der Slankheitsgrad des Elements beträgt $\bar{\lambda} > 1$, d.h. die elastische Knicklast für globales Knicken ist kleiner als die zum Knittern der Deckschichten führende Normalkraft. Geht man von einem idealen Element ohne Imperfektionen aus, kann die Beanspruchung bis zur elastischen Knicklast N_{cr} gesteigert werden. Dann setzt globales Knicken ein und die Durchbiegung nimmt bei konstanter Axialkraft stark zu. Aus der Durchbiegung resultiert in Verbindung mit der Axialkraft ein ebenfalls zunehmendes Biegemoment. Schließlich wird in der aufgrund des Momentes zusätzlich druckbeanspruchten Deckschicht die Knitterspannung erreicht und die Axialkraft nimmt ab. Dieses Tragverhalten konnte auch in den in [69] beschriebenen Versuchen beobachtet werden. Die Versuche wurden jedoch nicht mit den im Bauwesen üblichen Elementen, sondern mit eigens für die Versuche angefertigten Probekörpern durchgeführt. Diese Elemente und insbesondere die Verklebung zwischen Kern und Deckschichten waren so optimiert, dass das Knittern der Deckschicht nicht zum Ablösen der Deckschicht vom Kern führte. Bei den im Bauwesen verwendeten Elementen führt das Knittern der Deckschichten zum Ablösen der Deckschicht vom Kern und damit zum endgültigen Versagen des Elements. Die Last-Durchbiegungskurve bricht also ab, sobald das Versagen in Form von Knittern der druckbeanspruchten Deckschicht eintritt.

Außerdem liegen in der Realität keine idealen Elemente vor; Sandwichelemente haben stets Imperfektionen, z.B. Anfangsverformungen. Abbildung 6.3 zeigt neben der Kurve für ein ideales Element auch die Last-Verformungskurve für ein Element mit einer geometrischen Imperfektion in Form einer Anfangsdurchbiegung. Aufgrund dieser Durchbiegung entsteht, sobald eine Axialkraft wirkt, ein zusätzliches Biegemoment. Eine Erhöhung der Normalkraft führt zu einer Erhöhung der Durchbiegung, was wiederum zu einer Vergrößerung des Biegemoments führt. Aufgrund dieser Effekte aus Theorie II. Ordnung wachsen die Spannungen in den Deckschichten nicht proportional zur Normalkraft an. Nach Erreichen der maximalen Axialkraft,

welche unterhalb der elastischen Knicklast liegt, kommt es auch hier zum Versagen durch Knittern der Deckschicht.

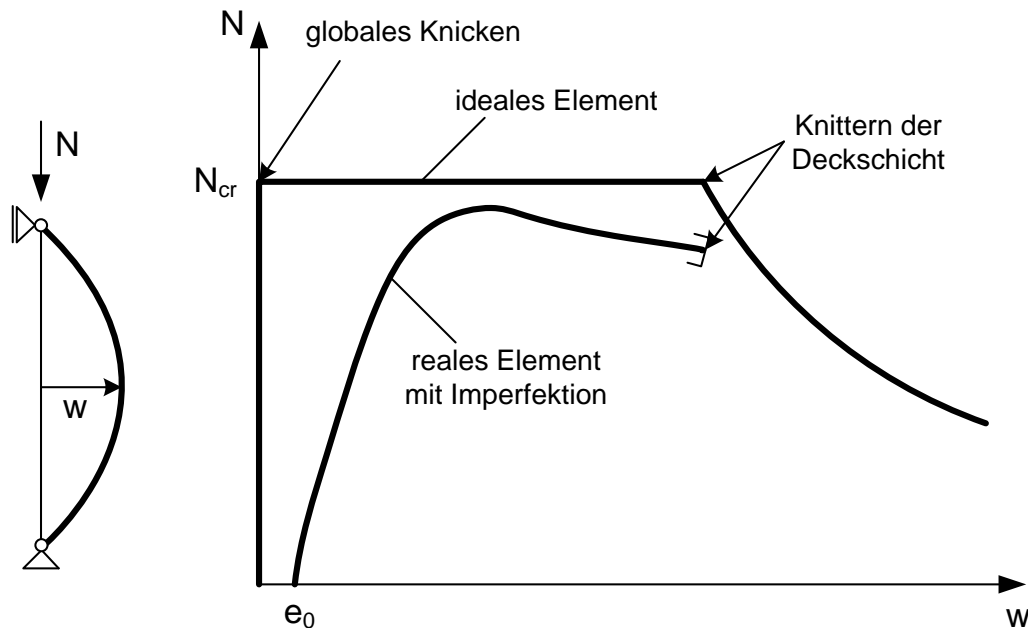


Abbildung 6.3: Last-Durchbiegungskurve für axial beanspruchte Sandwichelemente [69]

Bei einem idealen Element mit einem Schalkheitsgrad $\bar{\lambda} < 1$ würde das Knittern der Deckschichten einsetzen, bevor globales Knicken auftritt. Im Fall des realen Elementes mit Imperfektionen führt die Axialkraft jedoch dennoch zu einer Vergrößerung von Durchbiegung und Biegemoment. Effekte aus Theorie II. Ordnung haben daher auch hier Einfluss auf das Tragverhalten.

Das Kernmaterial von Sandwichelementen zeigt bei langzeitiger Beanspruchung Kriecherscheinungen, d.h. die Verformungen nehmen bei konstanter Beanspruchung über die Zeit zu. Ist eine zusätzliche Normalkraft vorhanden, führt das Anwachsen der Durchbiegung zu einer Zunahme der Schnittgrößen und Spannungen (Abbildung 6.4), weshalb auch bei axialer Beanspruchung das Langzeitverhalten des Kernmaterials bei der Bemessung zu berücksichtigen ist.

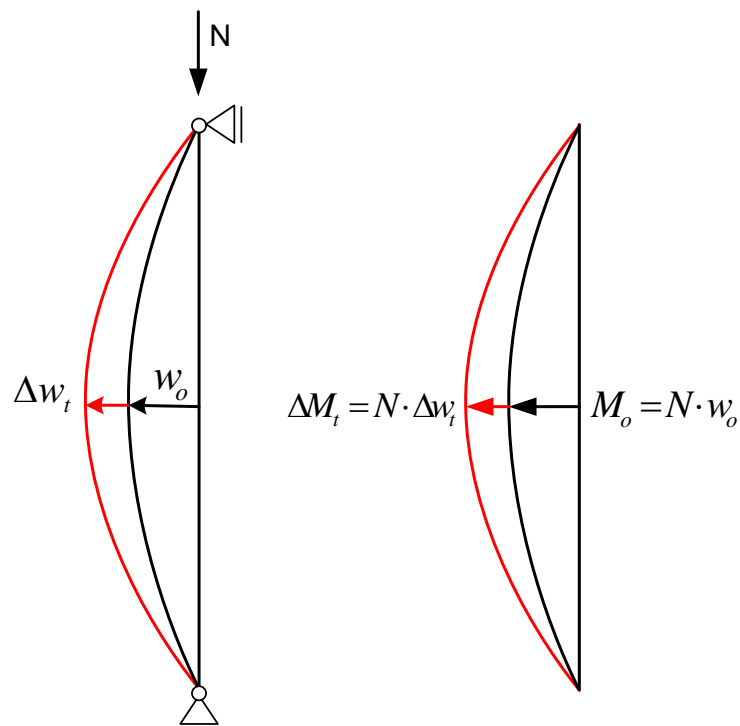


Abbildung 6.4: Kriechen eines axial beanspruchten Sandwichelements

6.2 Effekte aus Theorie II. Ordnung

6.2.1 Einführung

Werden schlanke Bauteile durch Drucknormalkräfte beansprucht, müssen bei der Ermittlung der Schnittgrößen Effekte aus Theorie II. Ordnung berücksichtigt, d.h. die Schnittgrößen am verformten System bestimmt werden. Um Schnittgrößen und Verformungen zu ermitteln, wird häufig der Vergrößerungsfaktor α (Dischingerfaktor) verwendet:

$$w'' = \alpha \cdot w' \quad (6.10)$$

$$M'' = \alpha \cdot M' \quad (6.11)$$

$$V'' = \alpha \cdot V' \quad (6.12)$$

$$N'' = N' \quad (6.13)$$

mit

M^I, V^I, N^I, w^I Schnittgrößen und Durchbiegung nach Theorie I. Ordnung

$M^{II}, V^{II}, N^{II}, w^{II}$ Schnittgrößen und Durchbiegung nach Theorie II. Ordnung

Der Vergrößerungsfaktor ist vom Verhältnis zwischen Normalkraft und elastischer Knicklast abhängig:

$$\alpha = \frac{1}{1 - \frac{N^I}{N_{cr}}} \quad (6.14)$$

6.2.2 Versuche an axial beanspruchten Sandwichelementen

Um den Einfluss der axialen Beanspruchung auf das Tragverhalten von Sandwichelementen zu untersuchen, wurden Versuche durchgeführt. Um das globale Tragverhalten beobachten zu können, muss lokales Versagen an der Lasteinleitungsstelle, z.B. durch Umknicken der Deckschichten, verhindert werden. Deshalb wurde die Axialkraft nicht, wie in der praktischen Anwendung oftmals üblich, über Kontakt in die Schnittkanten der Deckschichten eingeleitet. Stattdessen wurden zur Lasteinleitung mit der Deckschicht verklebte Aluminiumwinkel verwendet. Die Winkel wurden nach dem Verkleben mit den Deckschichten mit einer starren Lasteinleitungsplatte verschraubt. Diese bestand, um die Montage zu vereinfachen, aus einer Holzwerkstoffplatte, welche wiederum mit einer Stahlplatte verbunden war. Um auszuschließen, dass Kräfte direkt in die Schnittkanten der Elemente eingeleitet werden, wurden die Winkel so aufgeklebt, dass zwischen Element und Lasteinleitungsplatte ein etwa 5 mm breiter Spalt entstand (Abbildung 6.5).

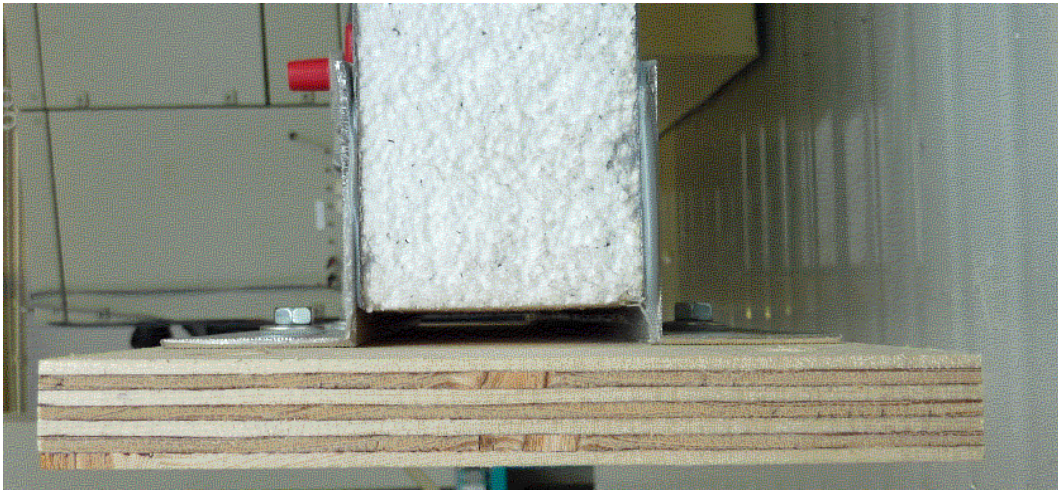


Abbildung 6.5: Lasteinleitung in die Sandwichelemente

Abbildung 6.6 zeigt den für die Versuche mit axialer Beanspruchung entwickelten Versuchsaufbau. Die Elemente werden über an den Lasteinleitungsplatten befestigte Rundstäbe gelenkig gelagert (Abbildung 6.7). Um eine Verdrehbehinderung durch Reibung zwischen den Rundstäben und dem Versuchsrahmen zu vermeiden, sind die Auflager mit Platten aus Teflon ausgekleidet. In Feldmitte befindet sich ein weiteres Auflager. Dieses kann ausgelenkt und in der ausgelenkten Lage fixiert werden, wodurch dem Element in Feldmitte eine Durchbiegung eingeprägt wird (Abbildung 6.8). Damit globales Knicken auftritt oder zumindest die Einflüsse aus Theorie II. Ordnung deutlich zu erkennen sind, wurden für die Versuche Elemente mit relativ großem Schlankheitsgrad ausgewählt.

Zu Beginn eines Versuchs wurde das Mittenauflager ausgelenkt, so dass das Element eine definierte Durchbiegung hatte. Das Auflager wurde über die gesamte Versuchsdauer in dieser ausgelenkten Position fixiert. Nach dem Fixieren des Auflagers wurde die axiale Beanspru-

chung weggesteuert mit der Geschwindigkeit 1 mm/min aufgebracht. Das Auslenken des Elements zu Beginn des Versuchs hat den Vorteil, dass die für das Tragverhalten maßgebenden globalen Verformungen relativ genau bekannt sind. Beansprucht man das Element ausschließlich durch eine Axialkraft, ist es aufgrund der unbekannt geometrischen Imperfektionen vergleichsweise schwierig das im Versuch beobachtete Tragverhalten zu beurteilen und die Ergebnisse auszuwerten.

Während der Versuche wurden die axiale Kraft und die Durchbiegung in Feldmitte kontinuierlich aufgezeichnet. Außerdem wurde in der durch die Auslenkung des Mittenauflegers zugbeanspruchten Deckschicht in Feldmitte die Dehnung mittels Dehnmessstreifen gemessen.

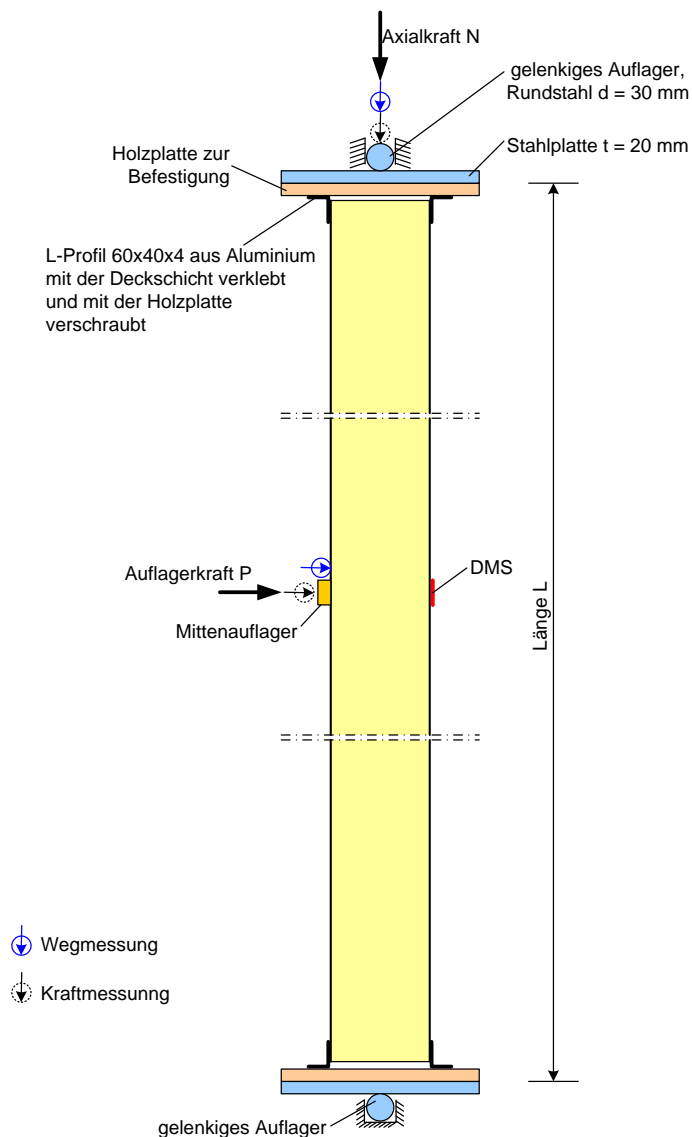


Abbildung 6.6: Versuchsaufbau für die Versuche mit axialer Beanspruchung

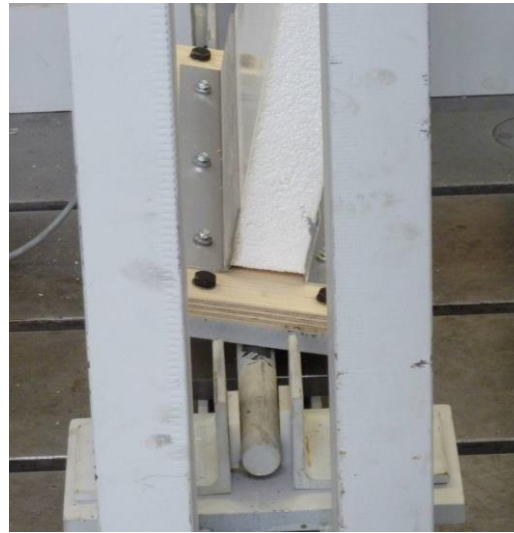


Abbildung 6.7: Gelenkiges Auflager am Fußpunkt

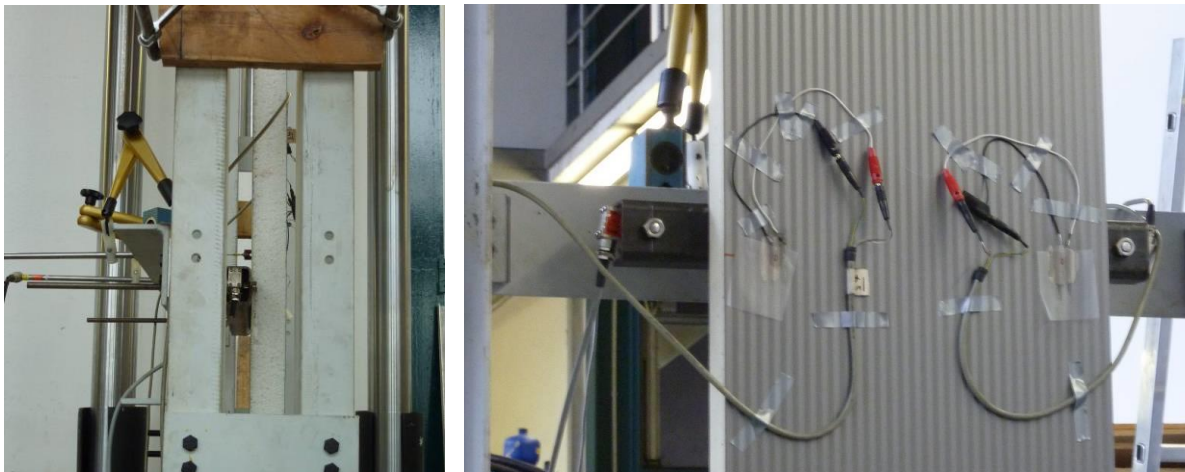


Abbildung 6.8: Auflager in Feldmitte

Abbildung 6.9 und Abbildung 6.10 zeigen beispielhaft den Versuchsablauf. Im ersten Diagramm sind die im Versuch gemessenen Axialkraft und die Durchbiegung in Feldmitte, im zweiten Diagramm die Spannungen in den Deckschichten dargestellt. Die Spannung auf der Zugseite wurde im Versuch gemessen, die Spannung auf der Druckseite wurde aus den im Versuch gemessenen Kräften und Durchbiegungen rückgerechnet. Durch die in Feldmitte aufgebrachte Auslenkung entstehen zunächst eine Auflagerkraft am Mittenaufleger sowie ein Biegemoment. Das Moment wird über ein Kräftepaar in den Deckschichten abgetragen, was zu gleich großen Zug- und Druckspannungen führt. Dann wird die axiale Last aufgebracht. Mit zunehmender Normalkraft nimmt die Auflagerkraft am Mittenaufleger ab. Gleichzeitig nimmt die Druckspannung in der zu Versuchsbeginn druckbeanspruchten Deckschicht zu. Die Zugspannung in der anderen Deckschicht nimmt ab. Schließlich liegen in beiden Deckschichten - auch auf der zunächst zugbeanspruchten Seite - Druckspannungen vor. Wenn die Zwischenauflagerkraft vollständig zurückgegangen ist, tritt globales Knicken ein, das Element hebt vom Auflager ab (Abbildung 6.11). Nun vergrößert sich die Durchbiegung bei nur vergleichsweise

kleiner Änderung der axialen Kraft. Aus der anwachsenden Durchbiegung in Kombination mit der Normalkraft ergibt sich eine Vergrößerung des Biegemoments. Dies führt zu einer Änderung der Spannungen in den Deckschichten: In der zu Versuchsbeginn zugbeanspruchten und später erst druckbeanspruchten Deckschicht findet ein erneuter Vorzeichenwechsel statt; es liegen wieder Zugspannungen vor. In der zu Versuchsbeginn druckbeanspruchten Deckschicht nehmen die Druckspannungen stark zu, bis es schließlich zum Versagen durch Knittern der Deckschicht kommt (Abbildung 6.11). In einem Teil der durchgeführten Versuche kam es schon vor dem Abheben des Elements vom Zwischenaufleger zu einem Versagen an der Lasteinleitungsstelle, an der die Normalkraft über angeklebte Winkel in die Deckschichten eingeleitet wurde.

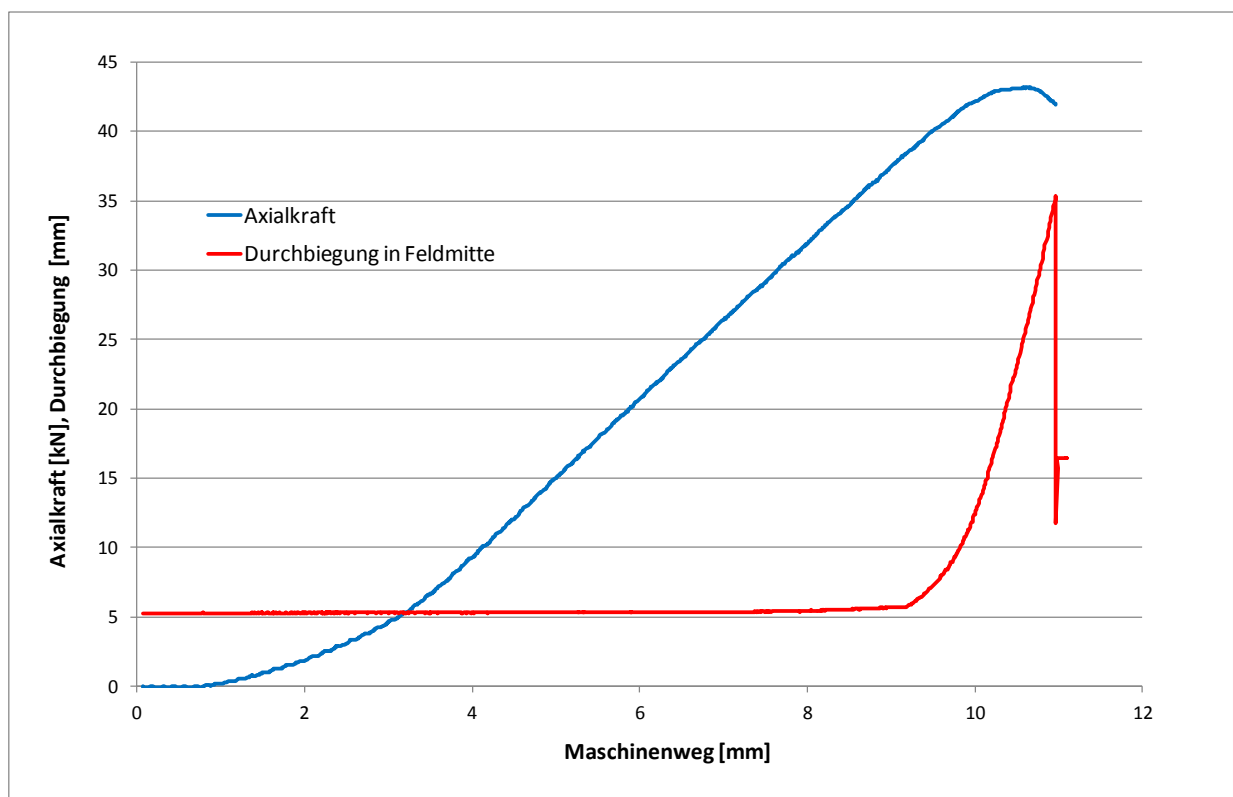


Abbildung 6.9: Versuchsablauf (Normalkraft und Durchbiegung)

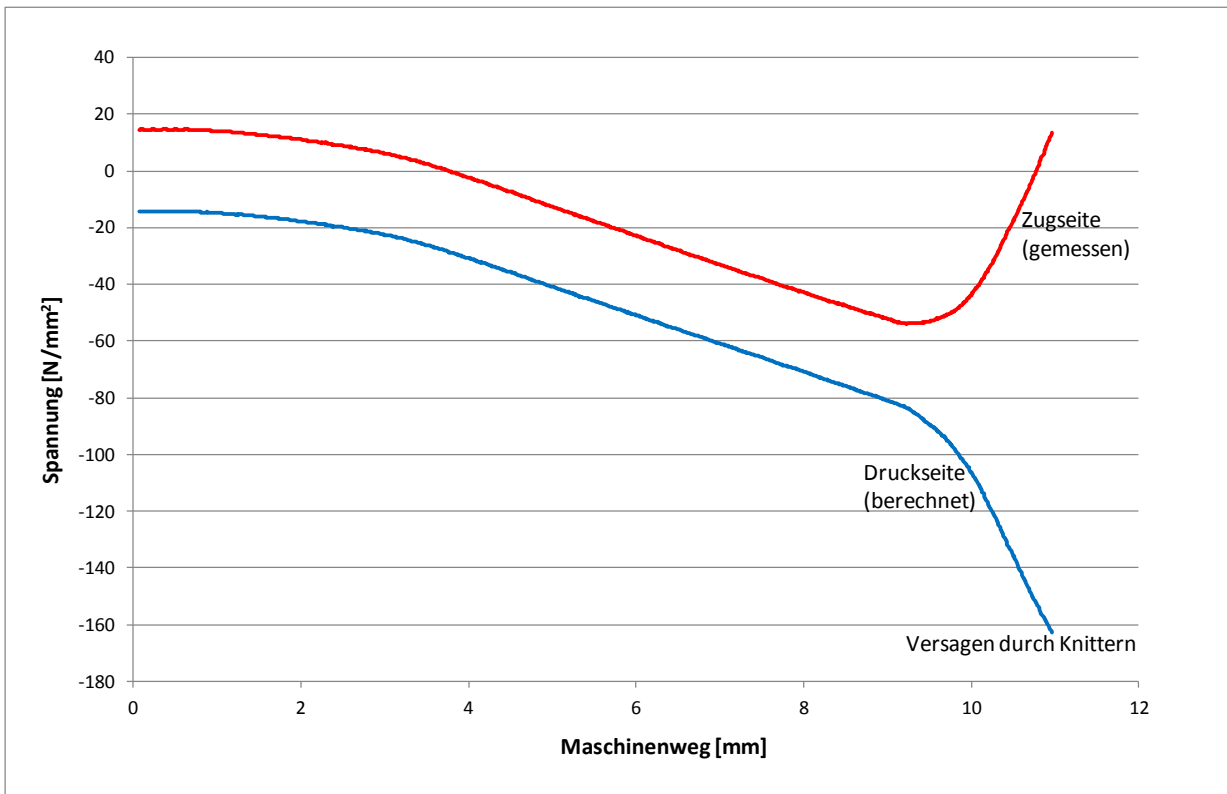


Abbildung 6.10: Versuchsablauf (Spannungen in den Deckschichten)



Abbildung 6.11: Abheben vom Mittenaufleger und Knittern der Deckschicht

In Tabelle 6.1 sind die durchgeführten Versuche sowie die maximalen Axiallasten und die Versagensart zusammengestellt. Eine detaillierte Dokumentation der Versuche ist im Anhang C

dargestellt. Die Materialkennwerte von Deckschichten und Kern wurden für die geprüften Sandwichelemente ebenfalls ermittelt und sind im Anhang A zusammengestellt.

Nummer	Elementtyp	Knicklänge	Anfangsauslenkung	Max. Axiallast	Versagensmodus
01	F	2618 mm	15,0 mm	34,4 kN	Versagen an der Lasteinleitungsstelle
02	F	2615 mm	15,2 mm	51,0 kN	Versagen an der Lasteinleitungsstelle
03	L	3113 mm	22,0 mm	10,6 kN	Globales Knicken, anschließend Versagen des Kernmaterials
04	F	3119 mm	15,1 mm	46,2 kN	Globales Knicken, anschließend Versagen an der Lasteinleitungsstelle
05	F	3618 mm	20,1 mm	36,7 kN	Versagen an der Lasteinleitungsstelle
06	F	3625 mm	16,5 mm	43,0 kN	Globales Knicken, anschließend Versagen an der Lasteinleitungsstelle
07	F	3615 mm	5,2 mm	43,4 kN	Globales Knicken, anschließend Knitern

Tabelle 6.1: Zusammenstellung der Versuche mit axialer Beanspruchung

Die in den Versuchen ermittelten Spannungen wurden den mit dem Vergrößerungsfaktor α berechneten Werten gegenübergestellt. Dazu wurde für alle Versuche zunächst die Auflagerkraft P_0 , die zur Auslenkung des Elements mit der Anfangsdurchbiegung w_0 zu Beginn des Versuchs notwendig ist, berechnet (Tabelle 6.2).

Nummer.	Anfangsauslenkung w_0	Auflagerkraft P_0
01	15,0 mm	1403 N
02	15,2 mm	1432 N
04	15,1 mm	1045 N
05	20,1 mm	1051 N
06	16,5 mm	860 N
07	5,2 mm	270 N

Tabelle 6.2: Auflagerkraft zu Versuchsbeginn

Mit zunehmender Axialkraft nimmt die Kraft P am Mittenaufleger ab. Die vorhandene Auflagerkraft kann mit dem von der Axialkraft abhängigen Vergrößerungsfaktor berechnet werden:

$$P_N = \frac{P_0}{\alpha} \quad (6.15)$$

Aus Auflager- und Normalkraft berechnet sich die Spannung in der zu Versuchsbeginn zugbeanspruchten Deckschicht:

$$\sigma = \frac{P_N \cdot L}{4 \cdot D_C \cdot A_F} + \frac{N \cdot w}{D \cdot A_F} - \frac{N}{2 \cdot A_F} \quad (6.16)$$

mit

D_c Dicke des Sandwichelements

w gemessene Durchbiegung in Feldmitte

In den folgenden Diagrammen sind die berechneten den gemessenen Spannungen gegenübergestellt. Für die rechnerische Spannungsermittlung wurden die gemessenen Materialkennwerte (vgl. Anhang A) verwendet. Versuch und Berechnung stimmen sehr gut überein.

Für den Versuch 03 wurde ein Element mit Deckschichten aus glasfaserverstärktem Kunststoff verwendet. Da hier im Versuch die Spannungen in den Deckschichten nicht ermittelt wurden, konnte auch kein Vergleich mit berechneten Spannungen durchgeführt werden. Die Versuchsergebnisse wurden jedoch zur Überprüfung des Finite Elemente-Modells verwendet (Abschnitt 6.2.3).

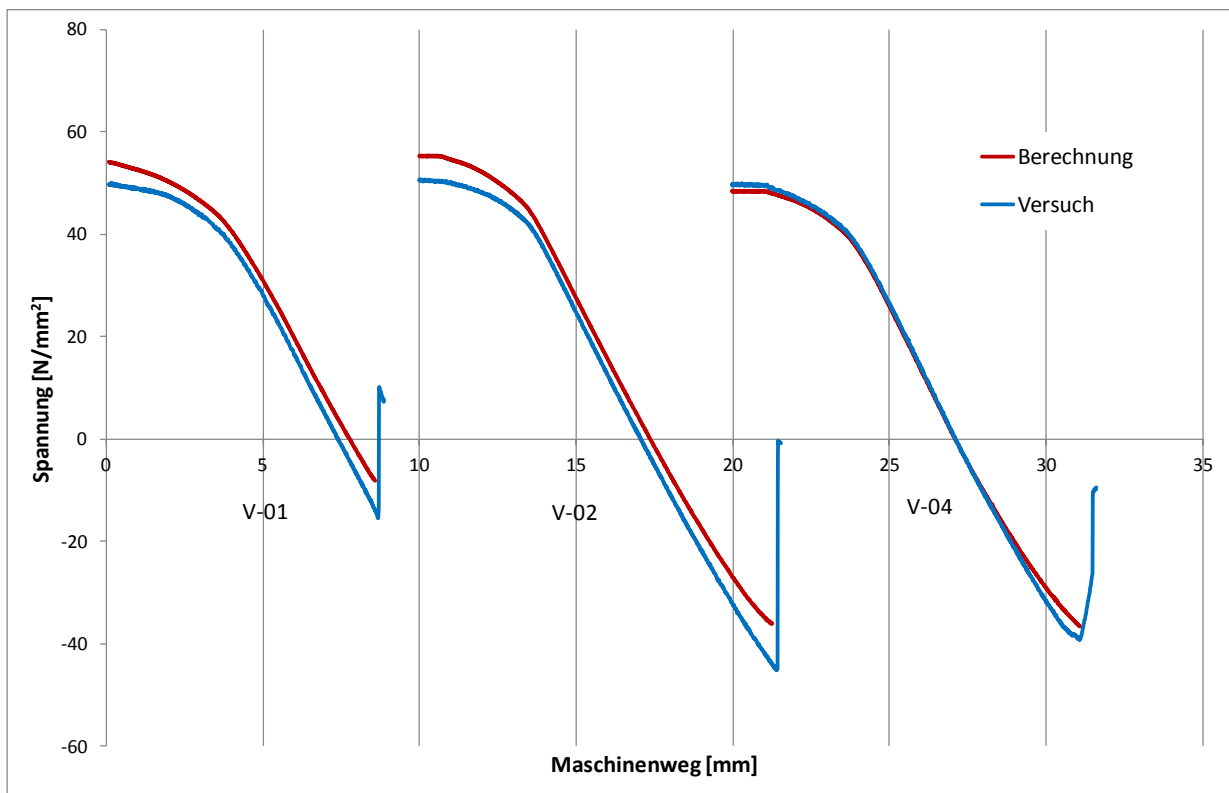


Abbildung 6.12: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung, Versuche 01, 02, 04

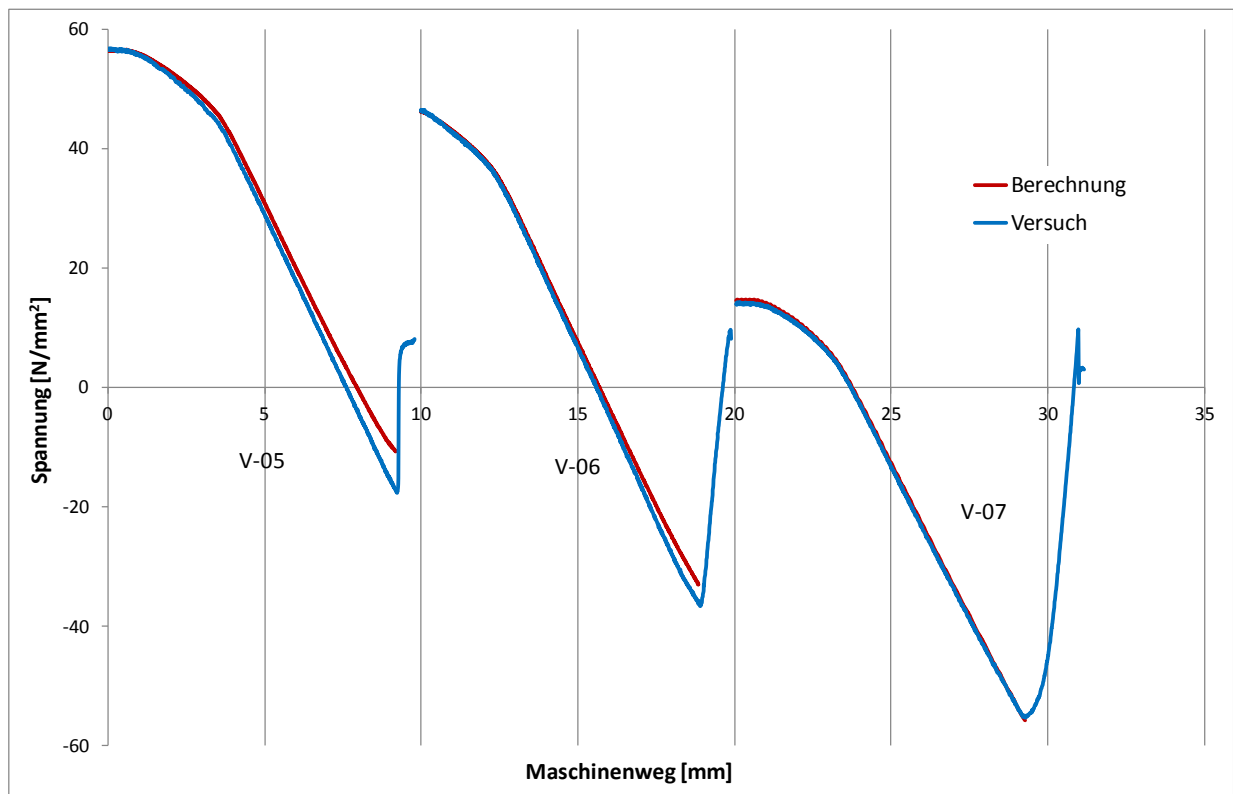


Abbildung 6.13: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung, Versuche 05, 06, 07

6.2.3 Numerische Untersuchungen

Ergänzend zu den Versuchen wurden numerische Untersuchungen durchgeführt. Die Deckschichten der Sandwichelemente wurden mit Elementen des Typs Shell181 modelliert. Dieses Element wird durch vier Knoten mit je drei Verschiebungs- und drei Verdrehfreiheitsgraden definiert. Es besitzt Biege-, Membran- und Schubsteifigkeit. Es wurde ein bilineares Materialgesetz (linear-elastisch, ideal-plastisch) verwendet, d.h. nach Erreichen der Streckgrenze setzt Fließen ohne Verfestigung ein.

Die Kernschicht wurde mit Volumenelementen des Typs Solid185 modelliert. Dieses Element hat acht Knoten mit je drei Verschiebungsfreiheitsgraden. Für die numerischen Untersuchungen wurde homogenes und isotropes Kernmaterial angenommen.

Als mechanisches Modell für die numerischen Untersuchungen wurden Einfeldträger mit gelenkigen Auflagern verwendet. Die Auflagern wurden wie in Abbildung 6.14 abgebildet modelliert. An den Stirnseiten der Elemente ist eine steife Platte direkt mit beiden Deckschichten verbunden. Der Kern und die Lasteinleitungsplatte haben keine gemeinsamen Knoten, sodass die Beanspruchung ausschließlich in die Deckschichten eingeleitet wird. Dies entspricht der in den Knickversuchen verwendeten Lagerung. An der jeweils in der Mitte der Lasteinleitungsplatte liegenden Knotenreihe wurden die Verschiebungen behindert, sodass sich das Sandwichelement an beiden Enden frei um diese Linie verdrehen kann.

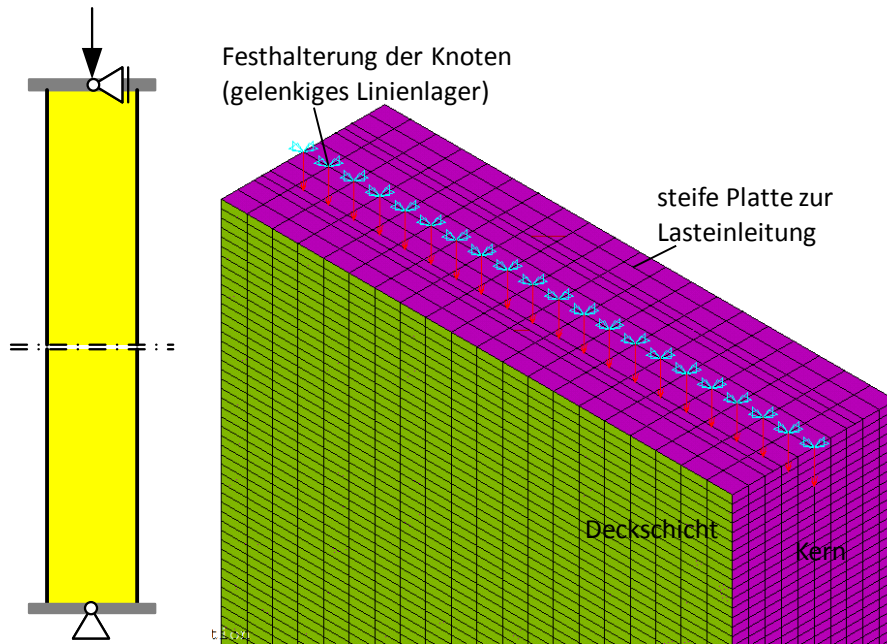


Abbildung 6.14: Schematische Darstellung des FE-Modells und Ausbildung des Auflagers

Um das Finite Elemente-Modell zu validieren wurden zunächst einige Versuche nachgerechnet. Hierfür wurden Versuche ausgewählt, bei denen globales Knicken eintrat. Im Versuch können am Mittenaufleger ausschließlich Druckkräfte übertragen werden. Im FE-Modell wurde das Mittenaufleger mit Wegfedern des Elementtyps Combin39 modelliert. Die Kraft-Verschiebungsbeziehung der Federn wurde so gewählt, dass diese bei Druckbeanspruchung eine hohe Steifigkeit haben, jedoch keine Zugkräfte übertragen können (Abbildung 6.15).

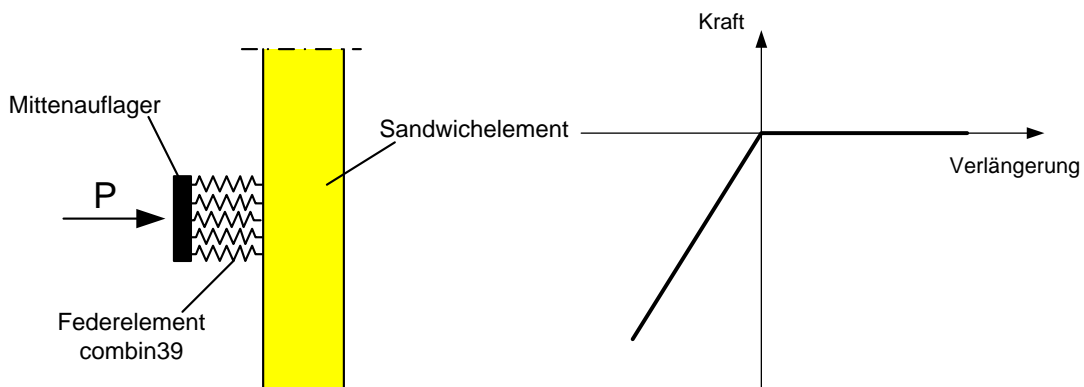


Abbildung 6.15: Zwischenaufleger im FE-Modell und Kraft-Verlängerungskurve für die Federelemente

In der folgenden Tabelle sind die in den Versuchen erreichten Maximallasten den Ergebnissen der numerischen Berechnung gegenübergestellt, wobei sich eine sehr gute Übereinstimmung ergibt.

Nummer	Versuchsergebnis	Ergebnis der FE-Berechnung	Abweichung
03	10,6 kN	10,6 kN	0,4 %
04	46,2 kN	45,1 kN	2,4 %
06	43,0 kN	42,5 kN	1,2 %
07	43,4 kN	42,6 kN	1,8 %

Tabelle 6.3: Vergleich zwischen Maximallasten aus Versuch und numerischer Berechnung

Mit dem validierten Finite Elemente-Modell wurden numerische Berechnungen an axial beanspruchten Elementen durchgeführt. In diesen Berechnungen wurde eine geometrische Imperfektion in Form einer Anfangsdurchbiegung berücksichtigt. Als Größe der Imperfektion wurde die nach EN 14509 maximal zulässige Längswölbung angesetzt.

$$e_0 = \frac{L}{500} \quad (6.17)$$

Außerdem wurden Berechnungen an Elementen mit kombinierter Beanspruchung aus Axial- und Querlast durchgeführt. Dazu wurden die Elemente im ersten Lastschritt mit einer konstanten Flächenlast beansprucht. Im zweiten Lastschritt wurde die Axiallast aufgebracht, während die Querlast konstant blieb.

Die in den numerischen Untersuchungen ermittelten Last-Durchbiegungskurven sind in Abbildung 6.16 und Abbildung 6.17 dargestellt. Zusätzlich sind mit dem Vergrößerungsfaktor α berechnete Kurven abgebildet. Wie auf den beiden Diagrammen zu sehen ist, stimmen die Näherungsberechnungen sehr gut mit den numerischen Berechnungen überein. Auch zwischen Versuch und Näherungsberechnung ergab sich eine gute Übereinstimmung. Schnittgrößen und Verformungen nach Theorie II. Ordnung können also für axial beanspruchte Sandwichelemente in guter Näherung mit dem Vergrößerungsfaktor nach Gleichung (6.14) bestimmt werden.

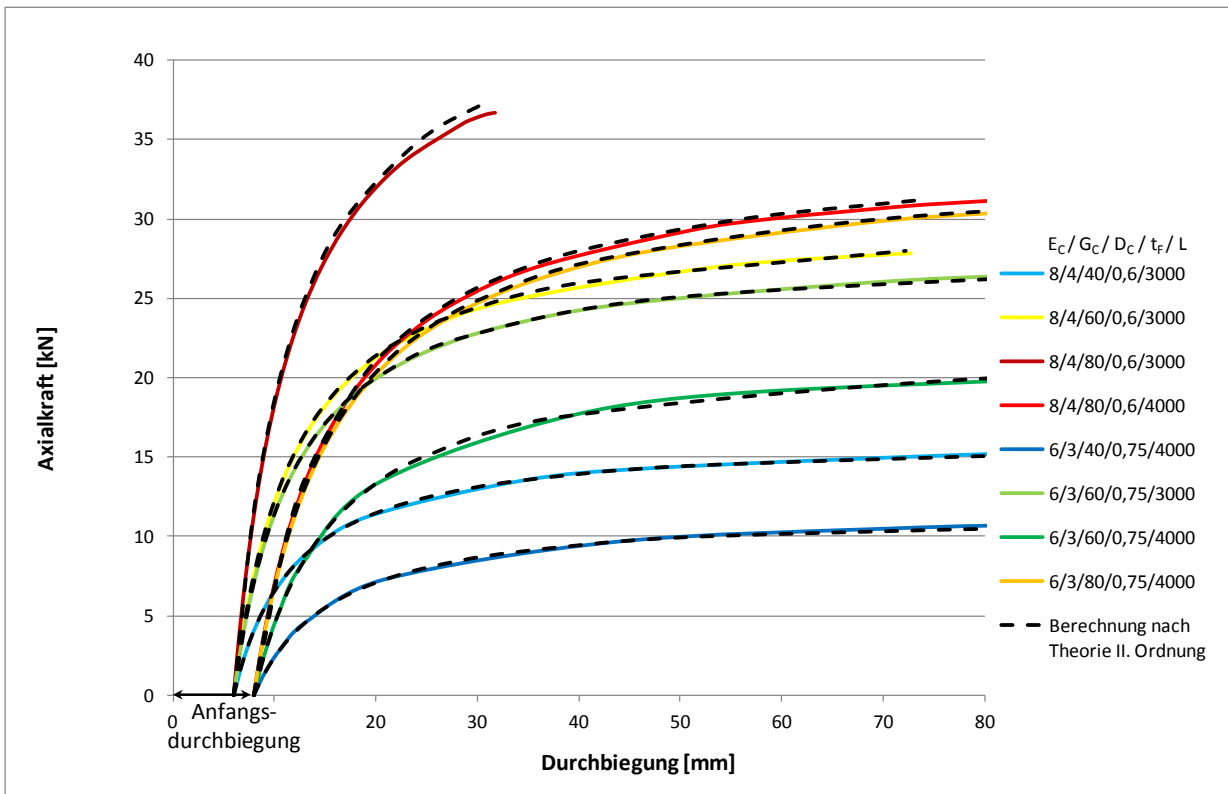


Abbildung 6.16: Last-Durchbiegungskurven für Elemente mit Anfangsdurchbiegung

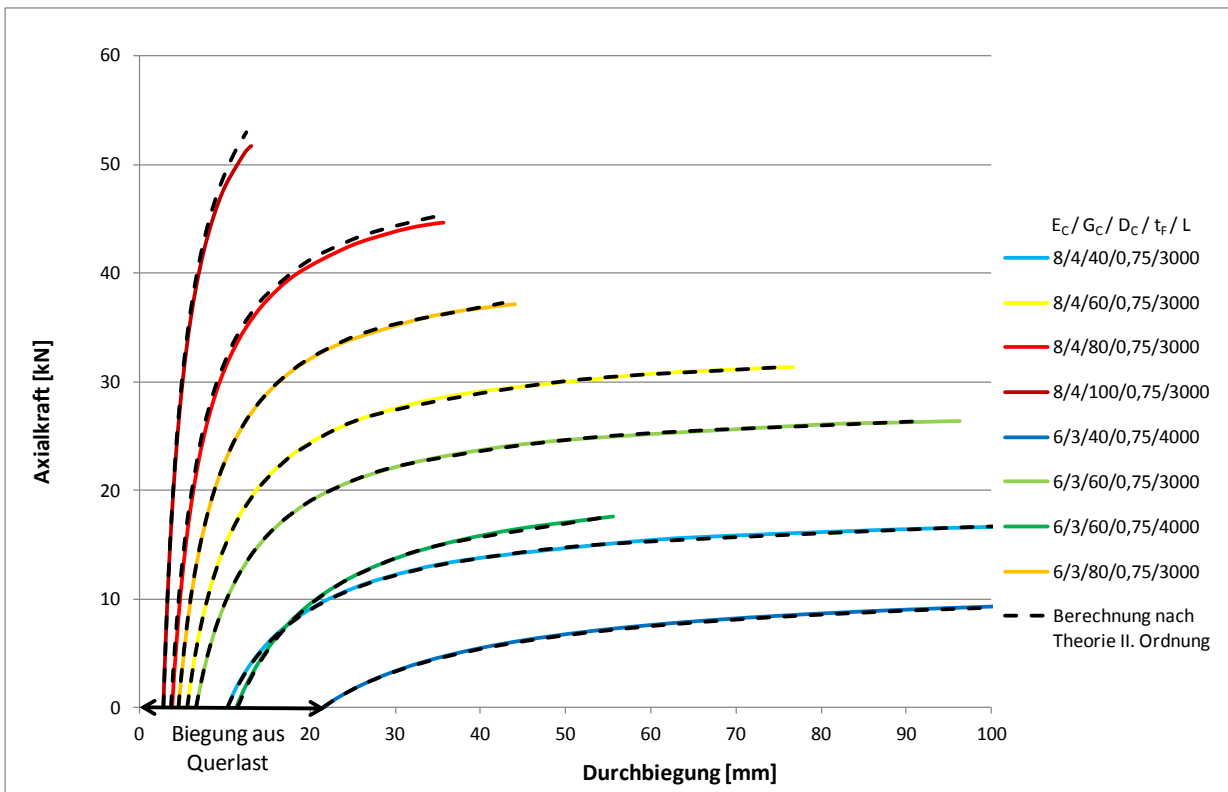


Abbildung 6.17: Last-Durchbiegungskurven für Elemente mit Querlast

6.3 Grenzdruckspannung der Deckschichten

Die maximal von einer Deckschicht aufnehmbare Druckspannung wird als Knitterspannung bezeichnet. Üblicherweise wird die Knitterspannung in Biegeversuchen ermittelt. Geht man davon aus, dass diese an Elementen unter reiner Biegung ermittelte Beanspruchbarkeit von der Art der Beanspruchung unabhängig ist, kann sie auch zur Bemessung axial beanspruchter Elemente verwendet werden. Eine gesonderte Ermittlung der Grenzspannung für axiale Beanspruchung ist, wenn diese Annahme zutrifft, nicht erforderlich.

Ist die Kernschicht eines Elements ausreichend dick, klingen die aus dem Knittern einer Deckschicht resultierenden Verformungen bis zur gegenüberliegenden Deckschicht weitgehend ab. Die Deckschicht kann dann als eine auf einem unendlich ausgedehnten elastischen Halbraum gebettete Platte betrachtet werden. Unter dieser Voraussetzung ist die Knitterspannung unabhängig von der Art der Beanspruchung, d.h. für Elemente unter reiner Biegebeanspruchung und für Elemente unter axialer Druckbeanspruchung ergibt sich dieselbe Grenzdruckspannung.

Die Annahme, dass die Versagensspannung in den Deckschichten unabhängig von der Art der Beanspruchung des Elements ist, wurde durch numerische Berechnungen überprüft. In diesen Berechnungen wurden die Elemente durch eine Axialkraft oder durch eine Kombination aus Axial- und Querkraft beansprucht. Die Querkraft wurde dabei so gewählt, dass die resultierende Drucknormalspannung in der Deckschicht etwa die Hälfte der Knitterspannung betrug. Zusätzlich wurden Berechnungen an Elementen mit einer globalen geometrischen Imperfektion und zentrischer Axiallast durchgeführt. Als Imperfektion wurde eine Anfangsdurchbiegung entsprechend der nach EN 14509 maximal zulässigen Längswölbung gewählt.

In allen Berechnungen wurde eine lokale geometrische Imperfektion auf die druckbeanspruchte Deckschicht aufgebracht. Diese entsprach der Eigenform für Knittern der Deckschicht (Abbildung 6.18). Die Tiefe der lokalen Imperfektion wurde dabei zwischen 5 % und 10 % der Dicke der Deckschicht variiert. In nichtlinearen Traglastberechnungen wurde die maximal aufnehmbare Druckspannung in der Deckschicht ermittelt.

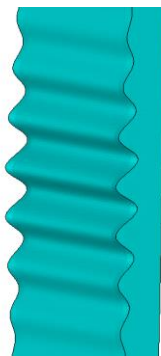


Abbildung 6.18: Lokale Imperfektion in der FE-Berechnung

Zum Vergleich wurden Berechnungen an ausschließlich durch Querlasten beanspruchten Elementen mit jeweils identischer lokaler Imperfektion durchgeführt und ebenfalls die maximal aufnehmbare Spannung ermittelt. Diese Spannung entspricht der in Biegeversuchen ermittelten Knitterspannung. Abbildung 6.19 zeigt einen Vergleich der für die unterschiedlichen Beanspruchungsarten ermittelten Maximalspannungen.

Offensichtlich sind die Versagensspannungen für die unterschiedlichen Formen der Beanspruchung nahezu identisch.

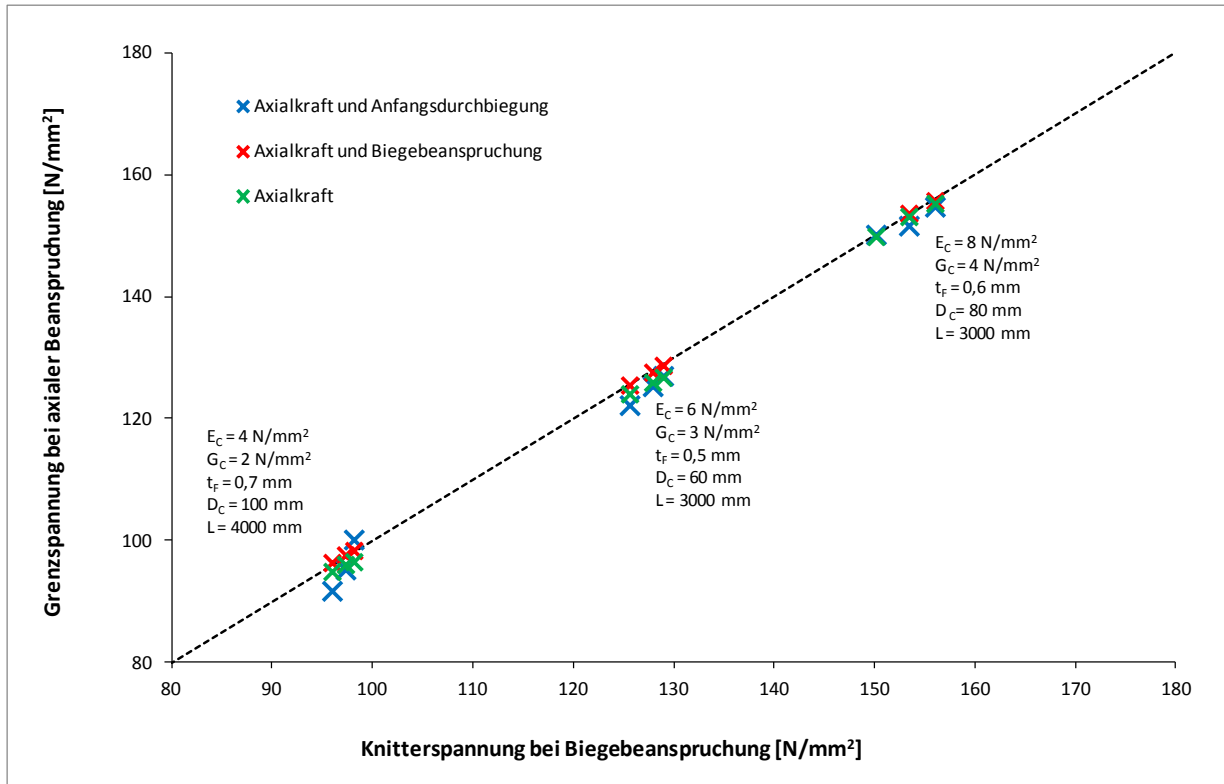


Abbildung 6.19: Vergleich der maximalen Druckspannung

In [64] wird anhand des von den Eigenschaften des Kerns und der Deckschicht abhängigen Faktors χ (Gleichung (6.18)) abgeschätzt, ob die Kernschicht als dick eingestuft werden darf, d.h. ob die Knitterspannung von der gegenüberliegenden Deckschicht und damit auch von der Art der Beanspruchung unabhängig ist.

$$\chi = \frac{K \cdot D_C^3}{2 \cdot \pi^3 \cdot EI_F} \quad (6.18)$$

mit

$$K = \frac{2 \cdot (1 - \nu) \cdot E_C}{(1 + \nu) \cdot (3 - 4\nu)} \quad (6.19)$$

[64] zufolge kann die Kernschicht als dick eingestuft werden, wenn gilt

$$\chi \geq 0,32 \quad \text{bei Biegebeanspruchung}$$

$\chi \geq 2,9$ bei Druckbeanspruchung

Das Kriterium für Biegebeanspruchung wird von den im Bauwesen eingesetzten Sandwichelementen im Allgemeinen eingehalten. So ergibt sich beispielsweise für ein Element mit den typischen Eigenschaften $E_c = 5,0 \text{ N/mm}^2$, $G_c = 2,5 \text{ N/mm}^2$, $t_F = 0,75 \text{ mm}$ und $D_c = 40 \text{ mm}$ der Faktor $\chi = 0,42$.

Das strengere Kriterium für reine Druckbeanspruchung wird bei Blechdicken und Kernwerkstoffen im für die untersuchte Anwendung üblichen Bereich ab einer Elementdicke von etwa 80 mm ebenfalls eingehalten. Für das oben angegebene Element mit der Dicke $D_c = 80 \text{ mm}$ statt 40 mm ergibt sich beispielsweise $\chi = 3,4$. Lediglich bei relativ geringen Elementdicken wird das Kriterium für Druckbeanspruchung teilweise unterschritten. Solche vergleichsweise dünnen Elemente werden aber kaum in den hier betrachteten rahmenlosen Konstruktionen eingesetzt werden. Außerdem kommt eine rein axiale Beanspruchung der Elemente in der Realität praktisch nicht vor. Die Elemente werden durch eine Kombination aus Biege- und Axiallasten beansprucht, wobei der Biegeanteil üblicherweise sogar dominiert. Daher kann man davon ausgehen, dass im hier untersuchten Anwendungsbereich die Grenzspannung von der Art der Beanspruchung näherungsweise unabhängig ist und die in Biegeversuchen ermittelte Knitterspannung auch zur Bemessung axial beanspruchter Elemente verwendet werden kann. Auch die in Abschnitt 6.2.2 beschriebenen Versuche zeigen die Unabhängigkeit der Knitterspannung von der Art der Beanspruchung. In einem der Versuche (Versuch Nr. 07) trat das endgültige Versagen durch Knittern der Deckschicht ein. Abbildung 6.21 zeigt das zugehörige Versagensbild. Abbildung 6.20 zeigt die berechneten Spannungen in den Deckschichten in Abhängigkeit von der Axialkraft. Bis zum Abheben des Elements vom Zwischenaufleger wurden die Spannungen wie bereits oben beschrieben mithilfe des Vergrößerungsfaktors berechnet. Nach Abheben des Elements vom Zwischenaufleger wurden die Spannungen aus der Normalkraft und der gemessenen Durchbiegung rückgerechnet. Zum Vergleich ist in Abbildung 6.20 auch die gemessene Spannung in der zu Versuchbeginn zugbeanspruchten Deckschicht dargestellt. Beim Versagen des Elements betrug die Druckspannung in der Deckschicht 162 N/mm^2 .

An Elementen aus derselben Produktionscharge wurde in Biegeversuchen die Knitterspannung ermittelt (Anhang A). Sie betrug für die entsprechende Deckschicht 165 N/mm^2 . Diese gute Übereinstimmung bestätigt den Ansatz, bei der Bemessung axial beanspruchter Elemente die in gewöhnlichen Biegeversuchen ermittelte Knitterspannung als Grenzdruckspannung zu verwenden. Dies hat außerdem den Vorteil, dass zur Bemessung axial beanspruchter Elemente ausschließlich bereits aus der Bemessung bei Biegebeanspruchung bekannte Kennwerte benötigt werden und auf zusätzliche Versuche mit axialer Belastung verzichtet werden kann.

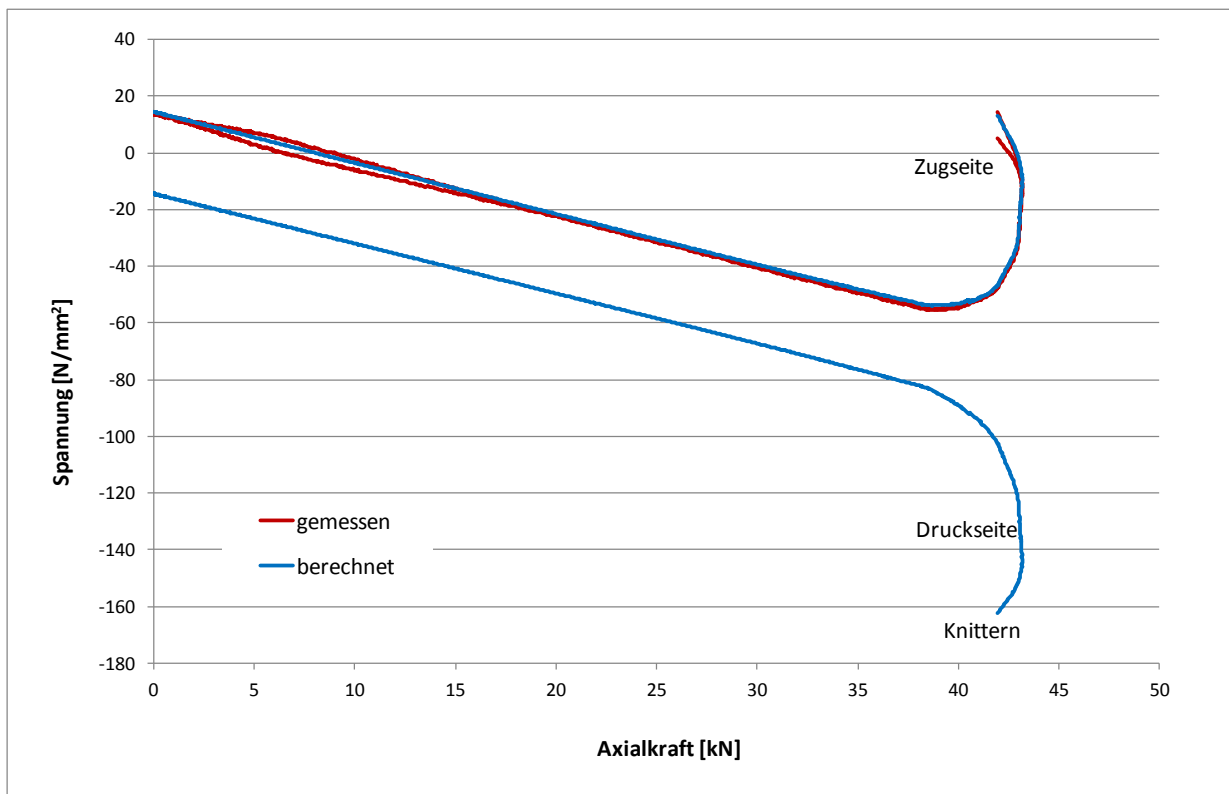


Abbildung 6.20: Spannung in der Deckschicht während Versuch 07

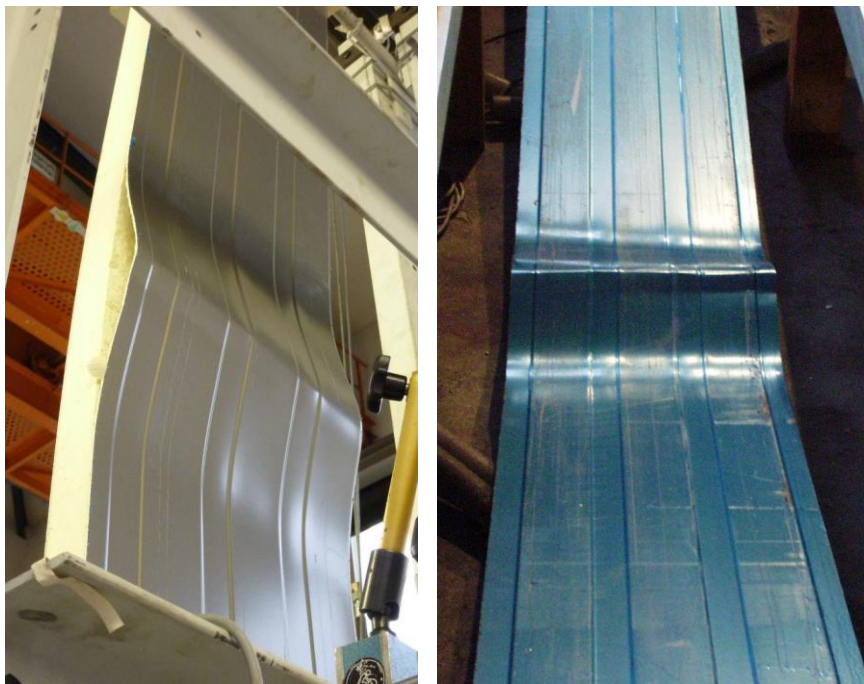


Abbildung 6.21: Knittern der gedrückten Deckschicht im Knick- und im Biegeversuch

6.4 Langzeitverhalten

6.4.1 Vorbemerkungen

Sowohl organische Kernmaterialien wie Polyurethan und Polystyrol als auch Mineralwolle zeigen unter Dauerlasten Kriecherscheinungen. Die Schubdeformation γ nimmt unter konstanter

Schubspannung mit der Zeit zu. Der Schubanteil der Durchbiegung steigt also bei konstanter Beanspruchung des Sandwichelements an.

Die Zunahme der Schubdeformation über die Zeit kann mit einer Kriechfunktion $\varphi(t)$ beschrieben werden. Die zeitabhängige Schubdeformation berechnet sich damit zu

$$\gamma(t) = \gamma(0) \cdot (1 + \varphi(t)) \quad (6.20)$$

Die Durchbiegung eines Sandwichelements zum Zeitpunkt t beträgt also

$$w(t) = w_b + w_v(t) = w_b + w_v(0) \cdot (1 + \varphi(t)) \quad (6.21)$$

Die Kriechfunktionen für Sandwichelemente werden in Kriechversuchen an biegebeanspruchten Elementen ermittelt [EN 14509], [29]. Die Elemente werden als Einfeldträger gelagert und über mindestens 1000 Stunden einer konstanten Querbelastung ausgesetzt. Die Absenkung in Feldmitte sowie am Auflager werden regelmäßig gemessen (Abbildung 6.22). Die Durchbiegung ergibt sich aus der Differenz der beiden Messwerte. Aus den in den Versuchen ermittelten Durchbiegungen kann die Kriechfunktion rückgerechnet werden.

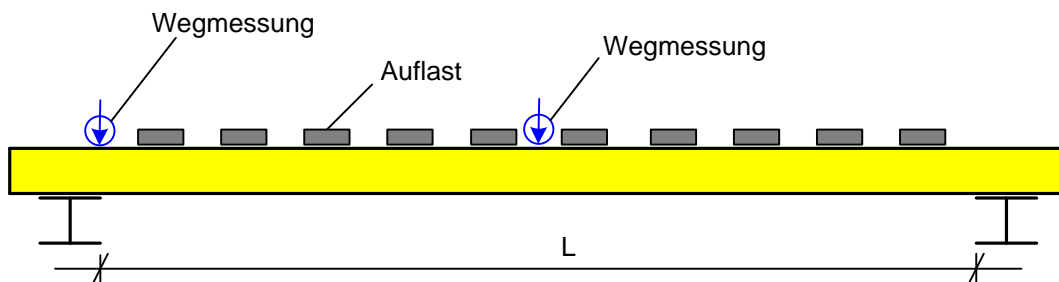


Abbildung 6.22: Kriechversuch nach EN 14509

Zur Bemessung werden nicht die vollständige Kriechfunktion, sondern lediglich zwei Kriechfaktoren benötigt. Der Kriechfaktor φ_{2000} für den Zeitpunkt $t = 2000$ Stunden wird zur Berücksichtigung der Kriecherscheinungen aufgrund von Schneelasten, der Kriechfaktor φ_{100000} für $t = 100.000$ Stunden zur Berücksichtigung der Kriecherscheinungen aufgrund von Eigengewicht verwendet. Diese beiden Kriechfaktoren werden aus der über einen Zeitraum von 1000 Stunden ermittelten Kriechfunktion durch lineare Extrapolation in einem einfach-logarithmischen Diagramm bestimmt. Als Stützstellen werden die für die Zeitpunkte $t = 200$ h und $t = 1000$ h ermittelten Kriechfaktoren φ_t verwendet.

Da Schneelasten nicht ganzjährig wirken, gehen die im Winter durch Schnee verursachten Kriechverformungen während des Sommers zumindest teilweise zurück. Das Zurückgehen der Verformungen wird durch die Erwärmung der äußeren Deckschicht aufgrund von Sonneneinstrahlung begünstigt. Aus der Eigenbiegesteifigkeit der bei Dachelementen profilierten äußeren Deckschicht ergibt sich ein rückstellendes Moment, was sich ebenfalls günstig auf das Zurückgehen der Verformungen auswirkt [46]. Ein eventuell bleibender Verformungsanteil wird rechnerisch dadurch berücksichtigt, dass der aus Versuchen ermittelte Koeffizient φ_{2000} um 20 % erhöht wird [29]. Werden Sandwichelemente in Gebäuden mit Unterkonstruktion ver-

wendet, d.h. ausschließlich durch Querlasten beansprucht, ist Kriechen nur für Sandwichelementdächer zu berücksichtigen. Wände werden nur durch kurzzeitig wirkende Wind- und Temperaturalasten beansprucht. Für Dächer werden im Allgemeinen Elemente mit einer profilierten äußeren Deckschicht verwendet. Diese Elemente sind wegen der Eigenbiegesteifigkeit der profilierten Deckschicht zur Aufnahme von Dauerlasten besser geeignet als Elemente mit quasi-ebenen Deckschichten.

In [9] wurde die bisher eigentlich unübliche Verwendung von Sandwichelementen mit quasi-ebenen Deckschichten als Dachelemente untersucht. Dies schloss Untersuchungen zum Kriechverhalten und damit zur Eignung dieser Elemente zum Abtragen von Langzeitlasten ein. Es wurden sowohl Kriechversuche durchgeführt als auch Durchbiegungen für realistische Belastungsgeschichten berechnet. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die durch Schneelasten verursachten Kriechverformungen während des Sommers aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen innerer und äußerer Deckschicht vollständig zurück gehen. Da die aus Eigengewicht, d.h. aus ständigen Lasten, resultierenden Kriechverformungen nicht vollständig zurückgehen, werden die zulässigen Grenzdurchbiegungen, z.B. nach EN 14509, rechnerisch dennoch häufig überschritten. Wird jedoch bei der Ermittlung der Durchbiegungen zusätzlich die Steifigkeit der Elementlängsränder berücksichtigt, liegen auch die Verformungen aus Eigengewicht für viele Elemente unterhalb der zulässigen Grenzdurchbiegung. Im Rahmen der Untersuchungen konnte daher gezeigt werden, dass auch Elemente mit quasi-ebenen Deckschichten grundsätzlich zum Abtragen von Langzeitlasten geeignet sind. Die Untersuchungen wurden mit dem Ziel der Verwendung dieser Elemente als Dachelemente durchgeführt. Es wurde also von Querlasten aus Schnee und Eigengewicht ausgegangen und die Elemente wurden daher ausschließlich durch Langzeitlasten beansprucht. Bei den hier untersuchten axial beanspruchten Wandelementen resultieren zwar die Normalkräfte aus Schnee und Eigengewicht, die für die Bemessung meist maßgebenden Querlasten resultieren jedoch aus Wind, es handelt sich also um Kurzzeitlasten. Nur ein vergleichsweise geringer Anteil an der gesamten Beanspruchung sind daher Langzeitlasten. Elemente mit quasi-ebenen Deckschichten sind daher trotz der Beanspruchung durch Langzeitlasten für die Verwendung als Wandelemente in rahmenlosen Konstruktionen geeignet.

6.4.2 Langzeitversuche mit axialer Beanspruchung

Das Langzeitverhalten von Sandwichelementen wird üblicherweise in den oben beschriebenen Kriechversuchen untersucht. In diesen Versuchen werden die Elemente mit einer konstanten Last beansprucht und die zeitabhängige Durchbiegung wird gemessen (Abbildung 6.23).

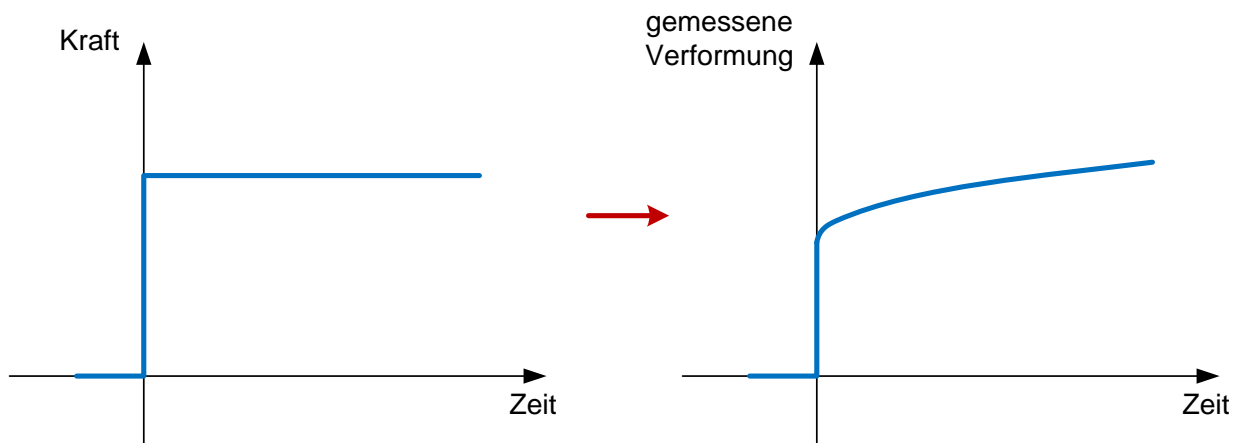


Abbildung 6.23: Kriechversuch

Für Versuche an axial beanspruchten Elementen ist dieses Vorgehen jedoch nicht geeignet. Daher wurden die Langzeitversuche nicht als herkömmliche Kriechversuche, sondern als Relaxationsversuche durchgeführt. Dabei wird eine konstante Verschiebung auf den Probekörper aufgebracht und die zeitabhängige Kraft oder Spannung gemessen (Abbildung 6.24). In den Versuchen wurde eine konstante Durchbiegung in Feldmitte aufgebracht, die zur Auslenkung notwendige Kraft nimmt über die Versuchsdauer ab. Die zusätzlich aufgebrachte Axiallast war über die gesamte Versuchsdauer konstant.

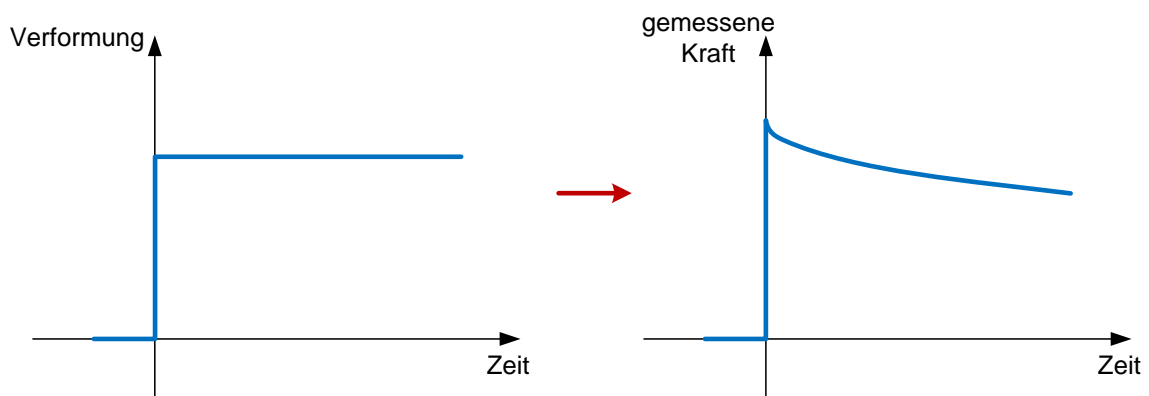


Abbildung 6.24: Relaxationsversuch

In den Versuchen wurde eine Axiallast von 2,8 kN/m verwendet. Dies entspricht etwa der in Realität zu erwartenden Gebrauchslast: Zur Ermittlung dieser Last wurde von einem Gebäude mit Dachelementen mit einer Spannweite von ca. 6 m ausgegangen, die Eigengewicht und Schneelasten als Normalkraft in Wandelemente einleiten. Die gewählte Beanspruchung entspricht auch etwa den Angaben in [8].

Da sich das Kriechverhalten unterschiedlicher Kernmaterialien voneinander unterscheidet, wurden Elemente mit Kernen aus Polyurethan, EPS und Mineralwolle untersucht.

Der Versuchsaufbau für die Langzeitversuche ist in Abbildung 6.25 dargestellt. Er entspricht dem in Abschnitt 6.2.2 beschriebenen Aufbau, mit dem Unterschied, dass zur axialen Bean-

spruchung Gewichte an den Rundstab am oberen Ende des Elements angehängt wurden, die axiale Beanspruchung also über die Versuchsdauer konstant blieb.

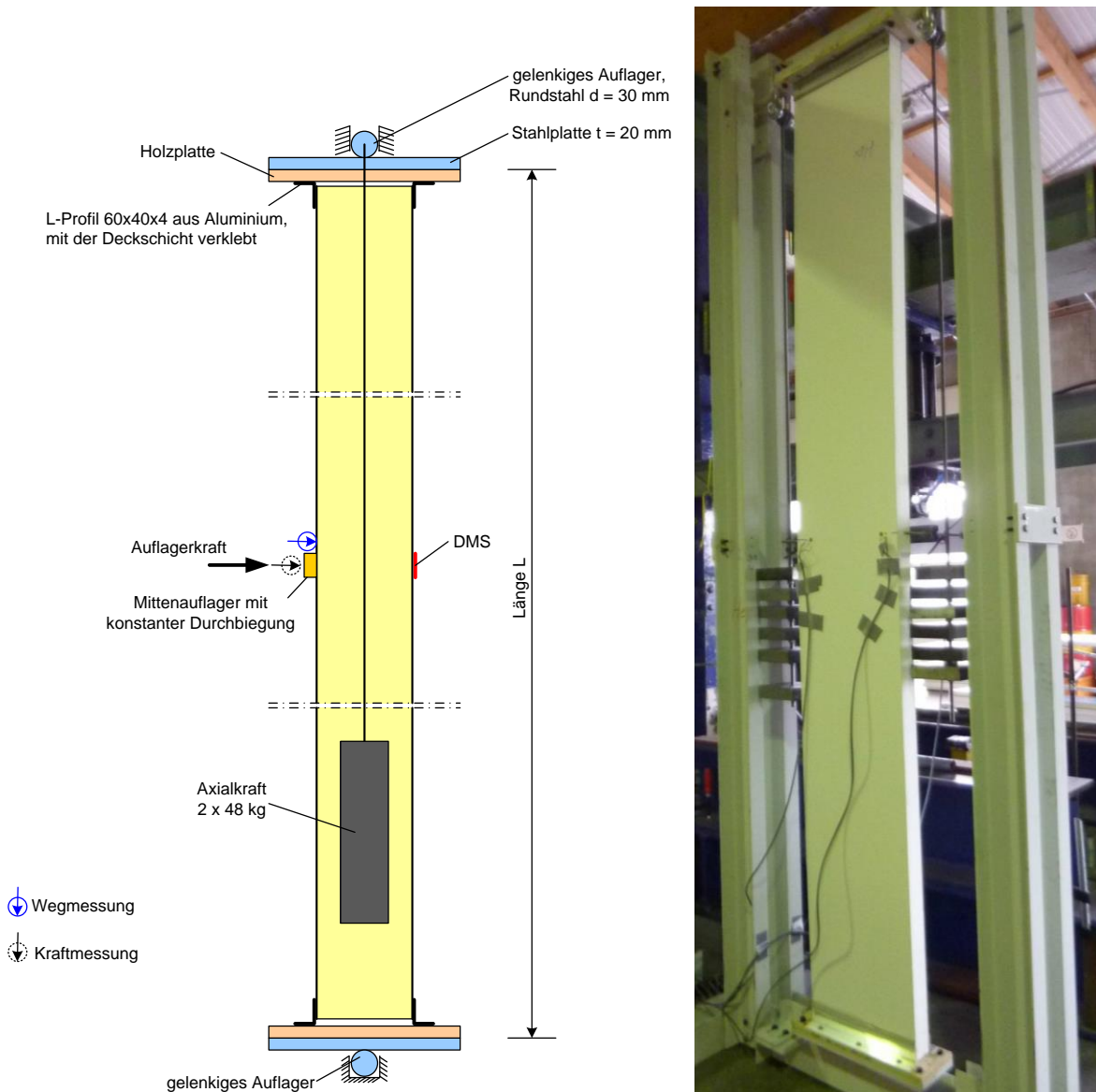


Abbildung 6.25: Versuchsaufbau für Langzeitversuche an axial beanspruchten Elementen

Pro Elementtyp, d.h. je Kernwerkstoff, wurden zwei Versuche durchgeführt. Im ersten Versuch wurde die Axialkraft zentrisch ins Element eingeleitet, d.h. beide Deckschichten wurden gleichmäßig beansprucht, während im zweiten Versuch die Axiallast exzentrisch eingeleitet wurde. Zur exzentrischen Lasteinleitung wurde an Kopf- und Fußpunkt der als Auflager dienende Rundstahl direkt über einer Deckschicht befestigt (Abbildung 6.26).

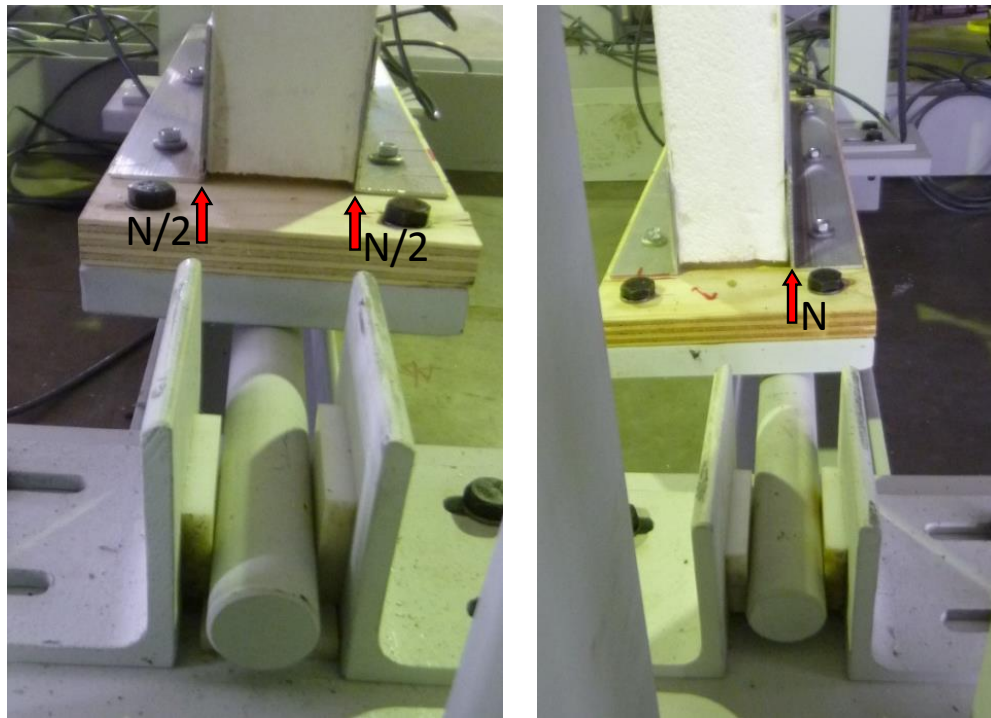


Abbildung 6.26: Fußpunkt mit zentrischer und exzentrischer Krafteinleitung

Nach dem Aufbringen der axialen Last wurde das Mittenauflager ausgelenkt und so eine Durchbiegung auf das Element aufgebracht. Das Auflager wurde in der ausgelenkten Position fixiert und die Durchbiegung über die gesamte Versuchsdauer konstant gehalten.

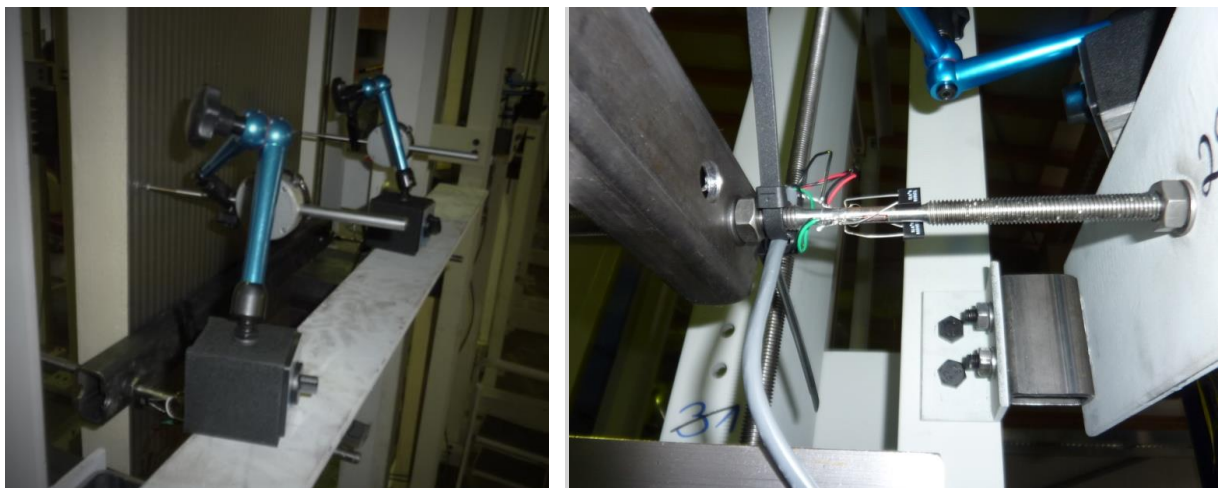


Abbildung 6.27: Auflager in Feldmitte

Während des Versuchs wurden in Feldmitte mittels Dehnmessstreifen die Spannungen in der zugbeanspruchten Deckschicht ermittelt und kontinuierlich aufgezeichnet. Außerdem wurde die Auflagerkraft am Mittenauflager kontinuierlich gemessen. Dazu waren auf die zur Auslenkung und anschließenden Fixierung des Auflagers verwendeten Gewindestangen Dehnmessstreifen appliziert (Abbildung 6.27). Vor Durchführung der Langzeitversuche wurden alle Gewindestangen in mehreren Laststufen belastet und die zugehörige Dehnung gemessen. Mit

den so ermittelten Kraft-Dehnungsbeziehungen konnten aus den während des Versuchs gemessenen Dehnungen die Auflagerkräfte rückgerechnet werden.

In der folgenden Tabelle sind die durchgeführten Langzeitversuche zusammengefasst. Alle Ergebnisse sind im Anhang C dokumentiert. Im Anhang A sind außerdem die Materialkennwerte der geprüften Elemente zusammengestellt.

Nummer	Elementtyp	Deckschicht	Kern	Einleitung der Axialkraft	Anfangsauslenkung
F-1	F	Stahl, 0,75 mm	PU, 60 mm	zentrisch	15,5 mm
F-2	F	Stahl, 0,75 mm	PU, 60 mm	exzentrisch	10,5 mm
G-1	G	Stahl, 0,60 mm	EPS, 60 mm	zentrisch	15,5 mm
G-2	G	Stahl, 0,60 mm	EPS, 60 mm	exzentrisch	10,0 mm
I-1	I	Stahl, 0,60 mm	MW, 60 mm	zentrisch	15,0 mm
I-2	I	Stahl, 0,60 mm	MW, 60 mm	exzentrisch	10,0 mm

Tabelle 6.4: Zusammenstellung der Langzeitversuche

An Elementen aus denselben Produktionschargen wurden zusätzlich Kriechversuche unter Biegebeanspruchung entsprechend EN 14509 durchgeführt (vgl. Abbildung 6.22). Die Ergebnisse sind ebenfalls im Anhang C dokumentiert.

6.4.3 Auswertung der Langzeitversuche

Aus den Ergebnissen der Biegekriechversuche wurden zunächst für die verschiedenen Elemente die Kriechfaktoren φ_t rückgerechnet. Die Durchbiegung des Elements wurde dazu als Differenz der Absenkung in Feldmitte und der aus dem Eindrücken des Kerns resultierenden Absenkung am Auflager bestimmt.

$$\varphi_t = \frac{w_t - w_0}{w_0 - w_b} \quad (6.22)$$

mit

w_t gemessene zeitabhängige Durchbiegung

w_0 gemessene Anfangsdurchbiegung

w_b berechneter Biegeanteil der Durchbiegung

Die ermittelten Kriechfaktoren sind im Diagramm auf Abbildung 6.28 über der Zeit aufgetragen.

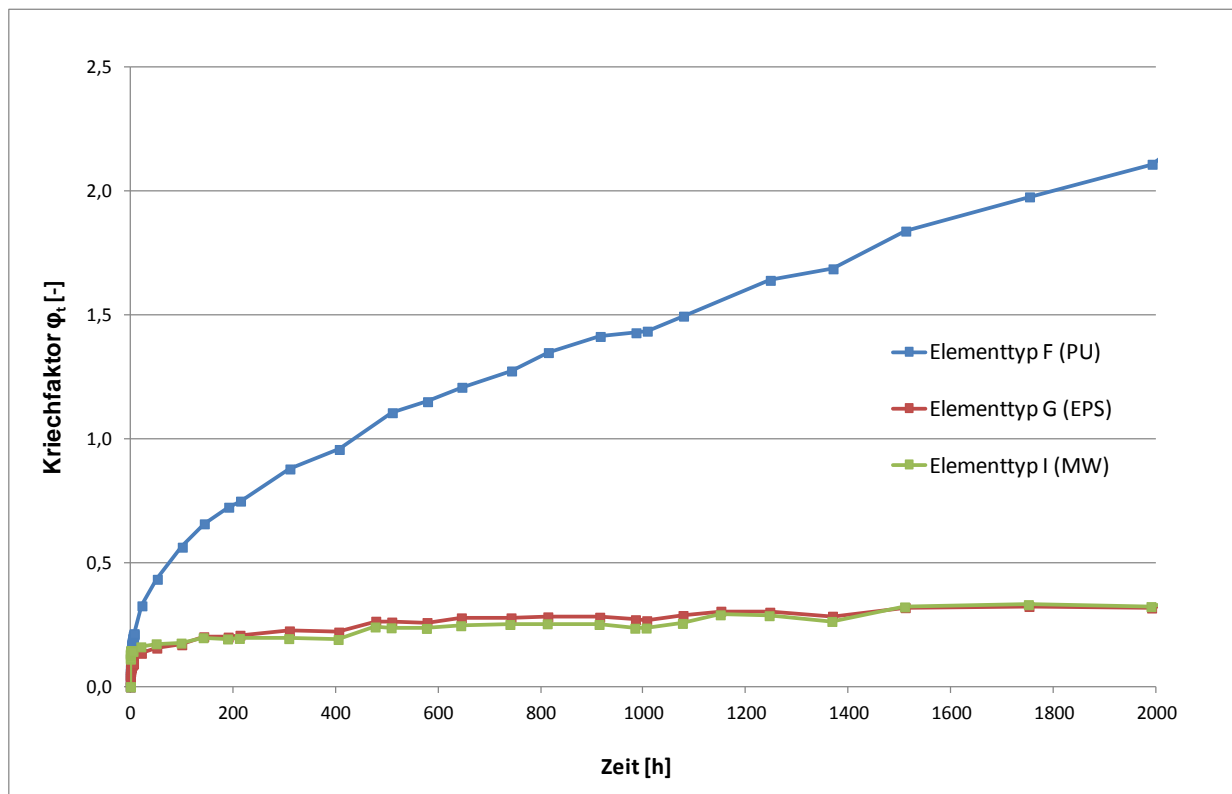


Abbildung 6.28: Aus Biegekriechversuchen ermittelte Kriechfaktoren

Mit den in den Biegekriechversuchen ermittelten Kriechfaktoren werden im Folgenden die Verläufe der Auflagerkraft am Mittenaufleger und der Spannungen in den Deckschichten berechnet und den experimentell ermittelten Verläufen gegenübergestellt:

Die Durchbiegung w eines beidseitig gelenkig gelagerten Elements, das durch eine Axialkraft N und eine Einzellast P in Feldmitte beansprucht wird, beträgt

$$w = \left(\frac{P \cdot L^3}{48 \cdot B_s} + \frac{P \cdot L}{4 \cdot G_c A_c} + \frac{N \cdot e_N \cdot L^2}{8 \cdot B_s} \right) \cdot \alpha \quad (6.23)$$

wobei e die Exzentrizität der Axialkraft ist.

$e_N = 0$ für zentrische Einleitung der Axialkraft

$e_N = D_c/2$ für exzentrische Einleitung der Axialkraft

Aufgrund von Kriecheffekten des Kernmaterials vergrößert sich der Schubanteil der Durchbiegung. Berücksichtigt man dies über Kriechfaktoren, erhält man die zeitabhängige Durchbiegung.

$$w_t = \left[\left(\frac{P \cdot L^3}{48 \cdot B_s} \right) + \left(\frac{P \cdot L}{4 \cdot G_c A_c} \right) \cdot (1 + \varphi_t) + \left(\frac{N \cdot e_N \cdot L^2}{8 \cdot B_s} \right) \right] \cdot \alpha \quad (6.24)$$

Sind wie in den Versuchen die Durchbiegung und die Axialkraft konstant, nimmt die Mittenauflegerkraft P über die Versuchsdauer ab. Durch Umformen von Gleichung (6.24) erhält man die zeitabhängige Auflagerkraft, wobei w_0 die über die gesamte Versuchsdauer konstante durch das Mittenaufleger eingeprägte Durchbiegung ist.

$$P_t = \frac{\frac{w_0}{\alpha} - \frac{N \cdot e_N \cdot L^2}{8 \cdot B_S}}{\frac{L^3}{48 \cdot B_S} + \frac{L}{4 \cdot G_C A_C}} \cdot (1 + \varphi_t) \quad (6.25)$$

Mit der Auflagerkraft verändern sich auch die Spannungen in der Deckschicht. Die zeitabhängige Normalspannung in der zugbeanspruchten Deckschicht beträgt

$$\sigma_{F,t} = \frac{P_t \cdot L}{4 \cdot D_C \cdot A_F} + \frac{N \cdot w_0}{D_C \cdot A_F} + \frac{N \cdot e_N}{D_C \cdot A_F} - \frac{N}{2 \cdot A_F} \quad (6.26)$$

Die so berechneten Auflagerkräfte und Spannungen sind in den Diagrammen auf Abbildung 6.29 bis Abbildung 6.31 den experimentell ermittelten Werten gegenübergestellt.

In den Diagrammen fallen die regelmäßigen Schwankungen der im Versuch ermittelten Werte auf. Diese sind auf über den Tagesverlauf wechselnde Temperaturen zurückzuführen. In den Biegekriechversuchen wurden die Messwerte nicht kontinuierlich aufgezeichnet, sondern nur wesentlich seltener abgelesen; gegen Ende der Versuchsdauer liegen zwischen den einzelnen Messwerten teilweise mehrere Tage. In den berechneten Verläufen sind daher keine aus täglichen Temperaturwechseln resultierenden Schwankungen zu erkennen.

Nach etwa der Hälfte der Versuchsdauer war eine Messung der Auflagerkräfte nicht mehr möglich; die Messwerte waren offensichtlich fehlerhaft. Vermutlich ist dies auf Langzeiteffekte des zur Applikation der Dehnmessstreifen auf die Gewindestangen verwendeten Klebstoffs zurückzuführen. Die entsprechenden Verläufe sind in den Diagrammen daher nicht bis zum Versuchsende dargestellt.

Die Diagramme zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und den gemessenen Kurvenverläufen. Die axiale Beanspruchung hat offensichtlich keinen Einfluss auf das Kriechverhalten der Elemente. Die in den üblichen, einfach durchzuführenden Biegekriechversuchen nach EN 14509 ermittelten Kriechfaktoren φ_t können daher auch zur Bemessung axial beanspruchter Elemente herangezogen werden. Diese Vorgehensweise hat den Vorteil, dass keine vergleichsweise komplexen Langzeitversuche mit axialer Beanspruchung erforderlich sind, sondern die Bemessung ausschließlich mit bereits bekannten Kennwerten erfolgen kann.

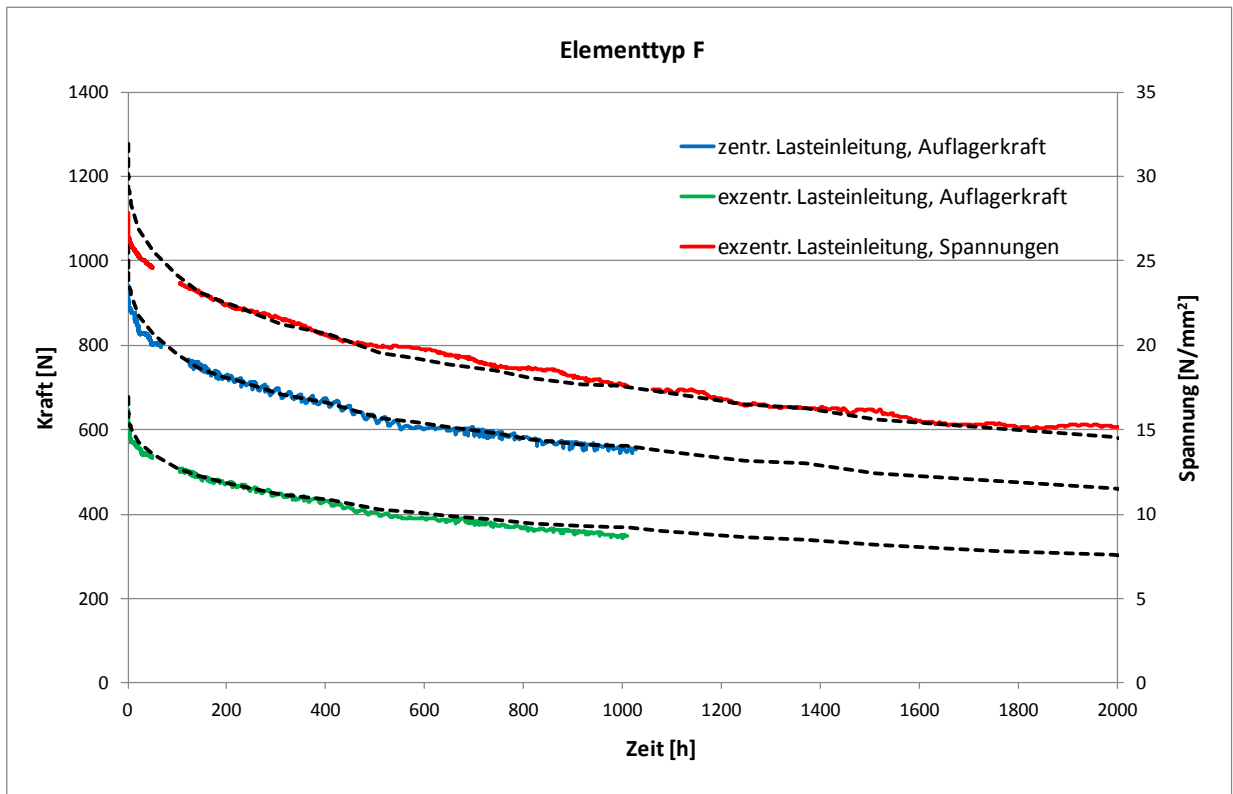


Abbildung 6.29: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Werten, Elementtyp F (PUR)

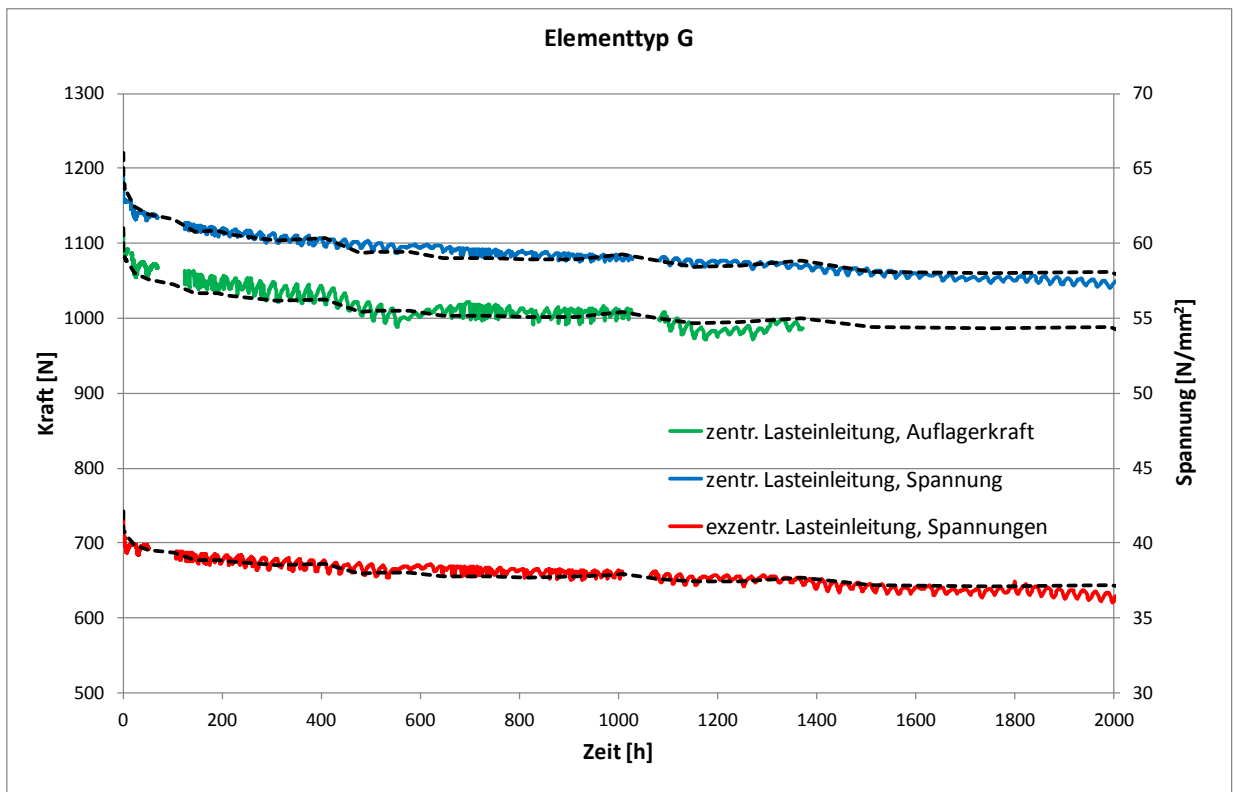


Abbildung 6.30: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Werten, Elementtyp G (EPS)

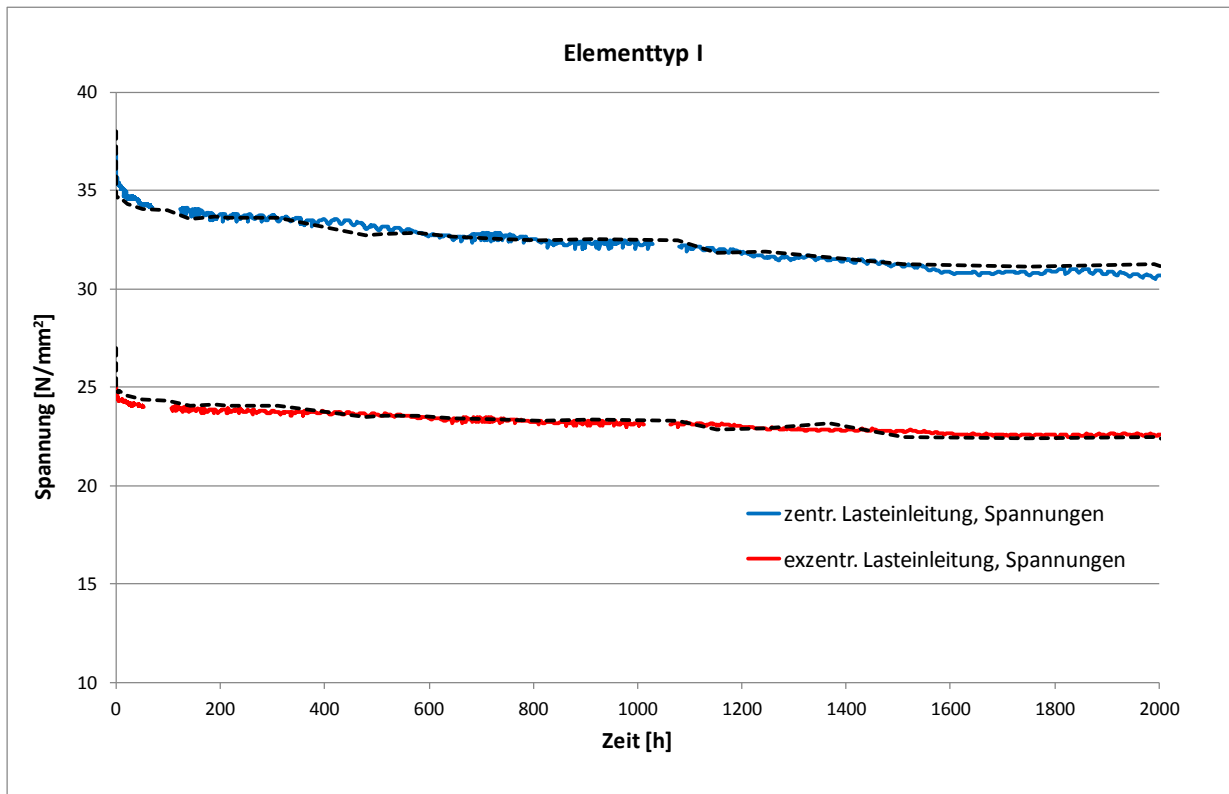


Abbildung 6.31: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Werten, Elementtyp I (MW)

6.4.4 Berücksichtigung von Kriecheffekten bei der Schnittgrößenermittlung

Bei der Bemessung biegebeanspruchter Sandwichelemente wird das Kriechen des Kernmaterials durch Kriechfaktoren berücksichtigt. Die Durchbiegung eines sowohl durch Kurz- als auch durch Langzeitlasten beanspruchten Elements zum Zeitpunkt t berechnet sich damit zu

$$w_t = (w_{st,b} + w_{st,v} + w_{lt,b} + w_{lt,v} \cdot (1 + \varphi_t)) \quad (6.27)$$

mit

Index st Kurzzeitlasten

Index lt Langzeitlasten

Die verwendeten Kriechfaktoren φ_t beschreiben die Vergrößerung des durch Schub verursachten Anteils an der Durchbiegung. Bei der Ermittlung von Schnittgrößen ist es jedoch, insbesondere wenn auch axiale Lasten zu berücksichtigen sind, zweckmäßiger mit einem Faktor zu arbeiten, der die Vergrößerung der Durchbiegung bezüglich des kompletten Querschnitts beschreibt.

$$w_t = w_{st} + w_{lt} \cdot (1 + \varphi_{st}) \quad (6.28)$$

Ein solcher Faktor wurde auch in [71] eingeführt. Dort wird er als Sandwichkriechfaktor φ_{st} bezeichnet.

$$\varphi_{st} = \frac{k}{1+k} \cdot \varphi_t \quad (6.29)$$

mit

$$k = \frac{w_v}{w_b} = \frac{B_s}{G_C A_C} \cdot \frac{\int V \bar{V} dx}{\int M \bar{M} dx} \quad (6.30)$$

Der in [71] als Sandwichfaktor bezeichnete Wert k entspricht dem Verhältnis zwischen Schub- und Biegeanteil der Durchbiegung. Im Gegensatz zum Kriechfaktor φ_t ist der Sandwichkriechfaktor φ_{st} kein reiner Werkstoffkennwert, da er auch von Art und Größe der Beanspruchungen abhängig ist. Unter Verwendung des Sandwichkriechfaktors berechnen sich Moment und Querkraft unter Berücksichtigung des Kriechens zu

$$M_t = M_{st} + M_{lt} \cdot (1 + \varphi_{st}) \quad (6.31)$$

$$V_t = V_{st} + V_{lt} \cdot (1 + \varphi_{st}) \quad (6.32)$$

6.5 Bemessung axial beanspruchter Sandwichelemente

Um auch axial beanspruchte Sandwichelemente bemessen zu können, werden die für querbeanspruchte Elemente vorhandenen Verfahren [EN 14509], [29] erweitert. Die erweiterten Bemessungsverfahren erfassen Effekte aus Theorie II. Ordnung und Kriecheffekte, die in Kombination mit einer Normalkraft ebenfalls zu einer Vergrößerung der Schnittgrößen, Spannungen und Verformungen führen.

Auf die Wandelemente rahmenloser Gebäude wirken Querlasten, wie z.B. Wind, und die sich aus der Auflast des Daches ergebenden Normalkräfte ein. Diese Normalkräfte werden oftmals in nur eine Deckschicht eingeleitet. Daraus ergibt sich ein zusätzliches Stabendmoment. Bei den Wandelementen rahmenloser Gebäude handelt es sich im Allgemeinen um Einfeldträger. Temperaturdifferenzen zwischen innerer und äußerer Deckschicht führen daher zu Verkrümmungen, jedoch nicht direkt zu Schnittgrößen. Zusammen mit einer Normalkraft ergeben sich jedoch infolge der Verkrümmungen zusätzliche Momente und Querkräfte. Dies gilt auch für geometrische Imperfektionen, wie z.B. Anfangsdurchbiegungen. Daher müssen sowohl geometrische Imperfektionen als auch Verkrümmungen infolge Temperaturdifferenz bei der Schnittgrößenermittlung berücksichtigt werden, auch wenn diese selbst nicht direkt zu Schnittgrößen führen. Werden alle diese Einwirkungen berücksichtigt, ergibt sich das Moment nach Theorie I. Ordnung

$$M^I = M^0 + M^N + N \cdot w_T + N \cdot e_0 \quad (6.33)$$

mit

M^0 Moment aus Querlast (z.B. Wind)

M^N Moment aus exzentrischer Einleitung der Axialkraft

$N \cdot w_T$ Moment aus Durchbiegung infolge Temperaturdifferenz und Axialkraft

$N \cdot e_0$ Moment aus Anfangsdurchbiegung und Axialkraft

Abbildung 6.32 zeigt die üblicherweise auf die Wandelemente einer rahmenlosen Konstruktion einwirkenden Lasten. Bei der Schnittgrößen- und Durchbiegungsermittlung muss die Einwirk-

dauer der jeweiligen Beanspruchung durch den zugehörigen Kriechfaktor berücksichtigt werden. Dabei ist bei Schnittgrößen, die sich aus zwei unterschiedlich lange wirkenden Beanspruchungen ergeben, die Einwirkung mit der kürzeren Dauer maßgebend. So führen z.B. Momente aus einer aus kurzzeitigen Temperatureinwirkung und einer Normalkraft aus Schnee oder Eigengewicht nicht zu Kriecherscheinungen.

In Abbildung 6.32 sind Beanspruchungen mit unterschiedlicher Einwirkdauer in unterschiedlichen Farben dargestellt. Es wurde davon ausgegangen, dass die aus Temperaturdifferenzen zwischen innerer und äußerer Deckschicht resultierenden Beanspruchungen nur kurzzeitig wirken, da sich klimatisch bedingte Temperaturdifferenzen über den Tagesverlauf ändern [29]. Daher handelt es sich bei den sich aus Temperaturdifferenzen ergebenden Lasten, auch wenn sie aus einer Kombination von Temperaturdifferenz und Schnee oder Eigengewicht entstehen, um Kurzzeitlasten. Handelt es sich bei der Temperaturdifferenz selbst um eine langanhaltende Einwirkung, was z.B. bei Kühlzellen oder lange anhalten konstant tiefen Außentemperaturen der Fall sein kann, sind für diese ebenfalls Kriecheffekte zu berücksichtigen.

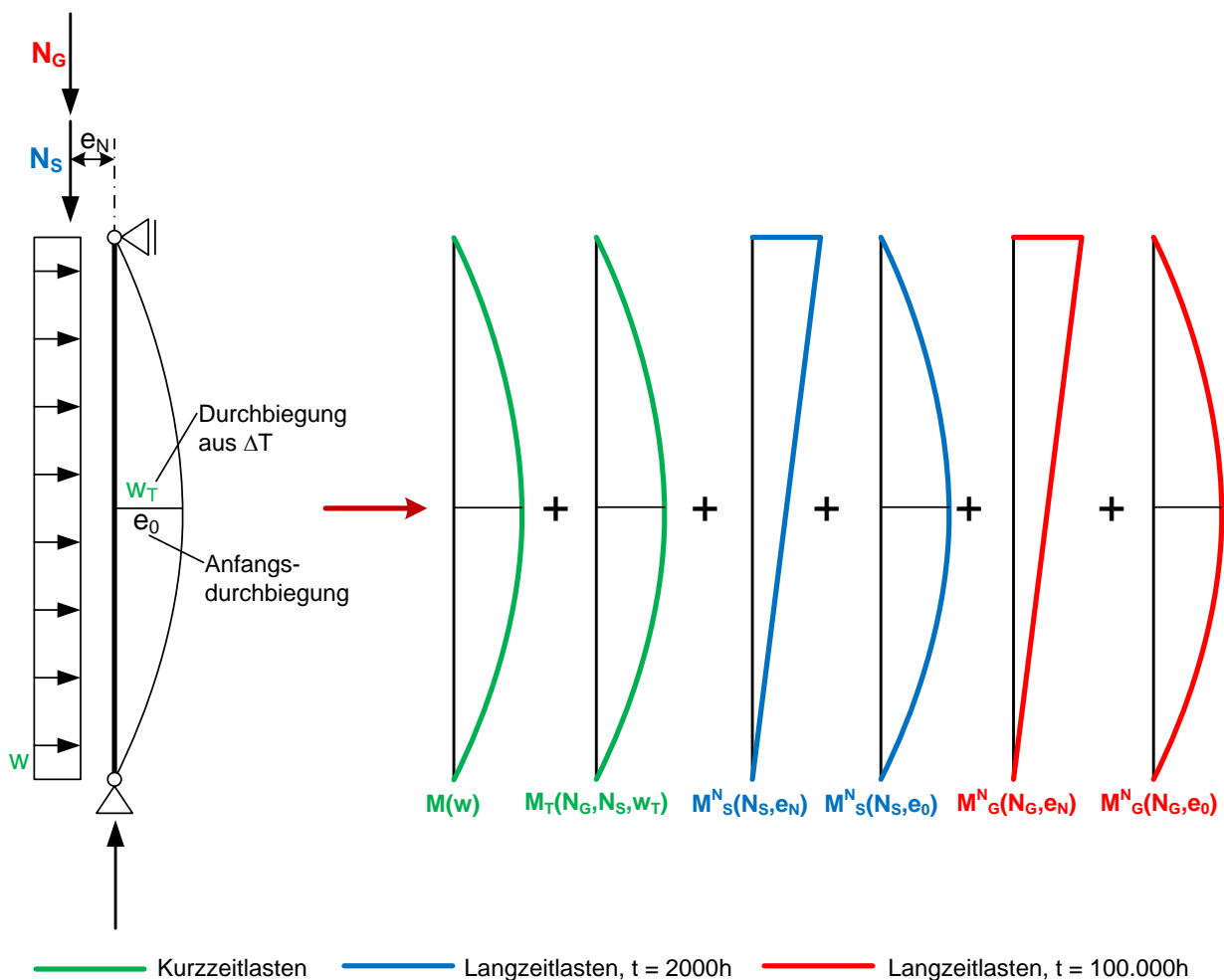


Abbildung 6.32: Beispiel für typische Beanspruchung und sich daraus ergebende Momente

Für die Durchbiegung eines axial beanspruchten Sandwichelements gilt unter Berücksichtigung von Effekten aus Theorie II. Ordnung und von Kriecheffekten also

$$w_t'' = (w_{st} + w_{S,b} + w_{S,v} \cdot (1 + \varphi_{2000}) + w_{G,b} + w_{G,v} \cdot (1 + \varphi_{100000})) \cdot \alpha \quad (6.34)$$

mit

w_{st} Durchbiegung infolge Kurzzeitlasten (z.B. Wind, Temperatur)

w_S Durchbiegung infolge Schnee

w_G Durchbiegung infolge ständiger Lasten

Die Schnittgrößen Moment und Querkraft berechnen sich zu

$$M_t'' = (M_{st} + M_S \cdot (1 + \varphi_{S2000}) + M_G (1 + \varphi_{S100000})) \cdot \alpha \quad (6.35)$$

$$V_t'' = (V_{st} + V_S \cdot (1 + \varphi_{S2000}) + V_G (1 + \varphi_{S100000})) \cdot \alpha \quad (6.36)$$

mit

M_{st}, V_{st} Moment und Querkraft infolge Kurzzeitlasten (z.B. Wind, Temperatur)

M_S, V_S Moment und Querkraft infolge Schneebeanspruchung

M_G, V_G Moment und Querkraft infolge ständiger Beanspruchung

Sind Durchbiegung und Schnittgrößen bekannt, können die aus der Bemessung querbelasteter Elemente bekannten Bemessungsverfahren angewandt werden. Aus den Schnittgrößen werden die Normalspannungen in den Deckschichten und die Schubspannungen im Kern berechnet und den jeweiligen Grenzspannungen gegenübergestellt.

Axial beanspruchte Sandwichelemente können damit durch eine Erweiterung der bereits vorhandenen Ansätze bemessen werden. Dabei werden Einflüsse aus Theorie II. Ordnung durch den Vergrößerungsfaktor α und Kriecheffekte durch die Kriechfaktoren φ_t berücksichtigt. Diese Vorgehensweise hat den Vorteil, dass lediglich bereits aus der Bemessung querbeanspruchter Elemente bekannte Kennwerte benötigt werden. Zusätzliche, meist aufwändige Untersuchungen an Elementen mit axialer Beanspruchung sind nicht notwendig.

7 Einleitung von Drucknormalkräften in Sandwichelemente

7.1 Vorbemerkung

Werden Sandwichelemente durch axiale Lasten beansprucht, muss neben der in Kapitel 6 behandelten globalen Tragfähigkeit auch die lokale Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle betrachtet werden. Hier werden auf das Dach einwirkende Beanspruchungen wie Schnee und Eigengewicht als Normalkraft in die Deckschichten der Wandelemente eingeleitet. Häufig werden die Dachelemente direkt auf die Schnittkanten der Wandelemente aufgelegt; die Lasteinleitung in die Deckschicht erfolgt dann über Kontakt. Es sind zwar auch hiervon abweichende Lasteinleitungsdetails möglich, dabei handelt es sich aber zumeist um firmenspezifische Einzellösungen. Im Folgenden wird daher nur die Lasteinleitung über Kontakt in die Schnittkante des Wandelements betrachtet.

Da die Deckschichten sehr schlank sind, ist der Versagensmodus an der Lasteinleitungsstelle ein lokales Stabilitätsversagen der druckbeanspruchten Deckschicht. Das Versagen tritt durch Krüppeln, d.h. Umknicken der freien Kante, ein (Abbildung 7.1).



Abbildung 7.1: Lokales Versagen an der Lasteinleitungsstelle

Das Stabilitätsversagen der Deckschicht an der freien Kante ist eng mit dem Knittern in Feldmitte verwandt. Die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle ist jedoch deutlich geringer als die Knitterspannung. Zum einen ist aufgrund der freien Kante der Schlankheitsgrad an der Lasteinleitungsstelle größer als in Feldmitte. Zum anderen liegen an der Lasteinleitungsstelle Imperfektionen vor, welche in Feldmitte nicht vorhanden sind. Die Lasteinleitungskante ist bedingt durch das Zuschneiden der Elemente meist leicht uneben (vgl. Abbildung 7.2). Da die Beanspruchung über Kontakt in die Kante der Deckschicht eingeleitet wird, führt dies zu Aufstandsimperfektionen und damit zu Spannungskonzentrationen, welche die Tragfähigkeit weiter reduzieren.



Abbildung 7.2: Unebene Schnittkante

Da der Versagensmodus an der Lasteinleitungsstelle mit dem Versagensmodus Knittern in Feldmitte verwandt ist, ist es sinnvoll, die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle aus der Knitterspannung abzuleiten. Die Knitterspannung wird zur Bemessung biegebeanspruchter Elemente benötigt und ist daher üblicherweise bekannt. Eine Ermittlung der Tragfähigkeit der Lasteinleitungsstelle mit Bezug zur Knitterspannung hat daher den Vorteil, dass auf bereits bekannte Werte zurückgegriffen werden kann. Der Lasteinleitungsbereich der Sandwichelemente kann für axiale Beanspruchungen bemessen werden, ohne zusätzliche Tragfähigkeitswerte experimentell zu ermitteln.

Im folgenden Abschnitt 7.2 werden die mechanischen Grundlagen zum lokalen Stabilitätsversagen druckbeanspruchter Deckschichten von Sandwichelementen erläutert. Anschließend werden in Abschnitt 7.3 Knicklinien für die Deckschichten von Sandwichelementen entwickelt. Anhand dieser Knicklinien kann aus der bekannten Knitterspannung in Feldmitte auf die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle geschlossen werden. Dies berücksichtigt, dass sich die Schlankheitsgrade in Feldmitte und an der Lasteinleitungsstelle aufgrund verschiedener Randbedingungen voneinander unterscheiden. Kontaktimperfectionen, die durch unebene Schnittkanten entstehen, führen zu einer zusätzlich Abminderung der Tragfähigkeit, da sie ausschließlich an der Lasteinleitungsstelle vorliegen und damit über die Knitterspannung nicht erfasst sind. Dieser zusätzliche Einfluss auf die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle wird in Abschnitt 7.4 untersucht. Schließlich fasst Abschnitt 7.5 das Vorgehen zur Ermittlung der Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle zusammen.

7.2 Mechanische Grundlagen

Bei der Betrachtung des Tragverhaltens der stabilitätsgefährdeten druckbeanspruchten Deckschicht muss zwischen der elastischen Beulspannung und der tatsächlichen Tragfähigkeit unterschieden werden. Entsprechend der Definition in [5] werden die Begriffe folgendermaßen verwendet: Bei der elastischen Beulspannung handelt es sich um die Verzweigungslast nach elastischer Stabilitätstheorie, d.h. um eine am idealen Bauteil ohne Imperfektionen ermittelte Spannung. Die tatsächliche Tragfähigkeit wird jedoch durch Imperfektionen, z.B. Vorverformungen, beeinflusst und liegt üblicherweise unterhalb der elastischen Beulspannung. Die tat-

sächliche Tragfähigkeit der Deckschicht in Feldmitte wird als Knitterspannung, die tatsächliche Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle als Krüppelspannung bezeichnet.

Sowohl beim Knittern in Feldmitte als auch beim Krüppeln der freien Kante an der Lasteinleitungsstelle kann die Deckschicht als eine auf dem Kernmaterial elastisch gebettete Platte betrachtet werden. Wie bereits in Abschnitt 6.3 erläutert, sind die im Bauwesen verwendeten Sandwichelemente im Allgemeinen ausreichend dick, sodass sich die gegenüberliegenden Deckschichten nicht gegenseitig beeinflussen. Die Deckschichten können daher als auf einem elastischen Halbraum gebettete Platten betrachtet werden. Anstelle der Bettung durch den elastischen Halbraum kann auch eine elastische Bettung nach Winkler [70] angesetzt werden. Der die Platte stützende kontinuierliche Körper wird dann durch Wegfedern ersetzt (Abbildung 7.3).

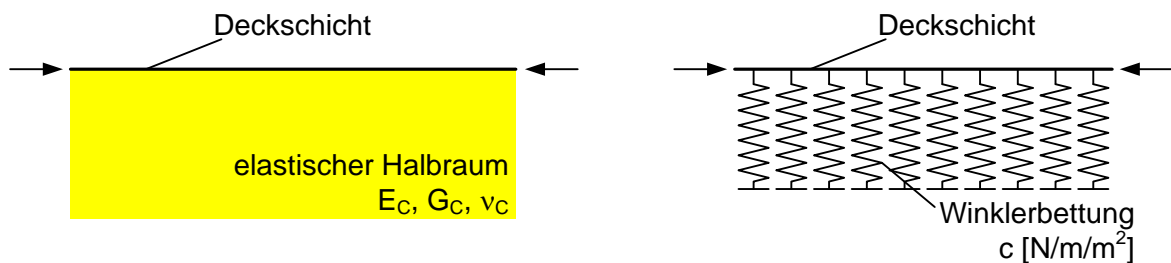


Abbildung 7.3: Bettung durch elastischen Halbraum und Bettung nach Winkler

Die elastische Beulspannung einer auf dem Kernmaterial elastisch gebetteten Deckschicht sowie die zugehörige Beulwellenlänge wurden z.B. in [65] hergeleitet. Die Untersuchungen beziehen sich auf das Knittern einer Deckschicht in Feldmitte. Dabei wurden zunächst ebene Deckschichten sowie elastisches und isotropes Kernmaterial angenommen. Im Folgenden sind die wichtigsten Zusammenhänge wiedergegeben.

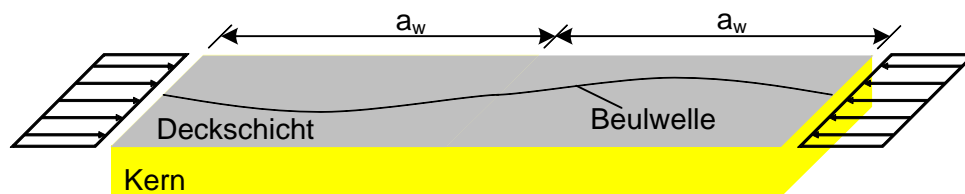


Abbildung 7.4: Beulen einer druckbeanspruchten Deckschicht

Die Steifigkeit c der Winkler-Bettung hängt nicht nur von den Eigenschaften des Kernmaterials, sondern auch von der Wellenlänge a_w (Abbildung 7.4) der sich einstellenden Beulwellen ab:

$$c = K \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{1}{a_{w,x}^2} + \frac{1}{a_{w,y}^2}} \quad (7.1)$$

mit

$$K = \frac{2 \cdot (1 - \nu_C)}{(3 - 4 \cdot \nu_C) \cdot (1 + \nu_C)} \cdot E_C \quad (7.2)$$

Bei den hier betrachteten Sandwichelementen entstehen lediglich Spannungen in Elementlängsrichtung. In Querrichtung gilt daher für die Beulwellenlänge

$$a_{w,y} \rightarrow \infty \quad (7.3)$$

Für die zur kleinsten elastischen Beulspannung gehörende Wellenlänge $a_w = a_{w,x}$ in Beanspruchungsrichtung ergibt sich

$$a_w = \pi \cdot \sqrt[3]{\frac{2 \cdot EI_F}{K}} \quad (7.4)$$

Die zugehörige elastische Beulspannung beträgt

$$\sigma_{cr,w} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\sqrt[3]{2 \cdot K^2 \cdot EI_F}}{A_F} \quad (7.5)$$

Eine Annahme bei der Entwicklung der Gleichungen für die Beulwellenlänge und die elastische Beulspannung war ein isotropes Materialgesetz für das Kernmaterial. Dies trifft jedoch nicht für alle Kernmaterialien zu. Anisotropes Verhalten wird daher näherungsweise berücksichtigt, indem neben dem Elastizitätsmodul E_C auch der Schubmodul G_C im Faktor K und damit auch in den Gleichungen für die Beulwellenlänge und die Beulspannung wie folgt berücksichtigt wird [65]:

Für den Elastizitätsmodul isotroper Kernmaterialien gilt

$$E_C = 2 \cdot (1 + \nu_C) \cdot G_C \quad (7.6)$$

Ausgehend von Gleichung (7.6) kann der Elastizitätsmodul folgendermaßen ausgedrückt werden:

$$E_C = \sqrt{E_C^2} = \sqrt{2 \cdot (1 + \nu_C) \cdot G_C \cdot E_C} \quad (7.7)$$

Durch Einsetzen von (7.7) in (7.2) kann der Faktor K umgeformt werden zu

$$K = \frac{2 \cdot (1 - \nu_C)}{(3 - 4 \cdot \nu_C)} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot E_C \cdot G_C}{(1 + \nu_C)}} \quad (7.8)$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung (7.8) können die Gleichungen (7.4) und (7.5) umgeformt werden zu

$$a_w = \left[\sqrt[6]{\frac{(3 - 4 \cdot \nu_C)^2 \cdot (1 + \nu_C)}{(1 - \nu_C)^2}} \cdot \pi \right] \cdot \sqrt[6]{\frac{EI_F^2}{2 \cdot E_C \cdot G_C}} = x_1 \cdot \sqrt[6]{\frac{EI_F^2}{2 \cdot E_C \cdot G_C}} \quad (7.9)$$

$$\sigma_{cr,w} = \left[\frac{3}{2} \cdot \sqrt[3]{\frac{16 \cdot (1 - \nu_C)^2}{(3 - 4 \cdot \nu_C)^2 \cdot (1 + \nu_C)}} \right] \cdot \frac{\sqrt[3]{EI_F \cdot E_C \cdot G_C}}{A_F} = x_2 \cdot \frac{\sqrt[3]{EI_F \cdot E_C \cdot G_C}}{A_F} \quad (7.10)$$

Die Faktoren x_1 und x_2 hängen ausschließlich von der Querkontraktionszahl des Kernmaterials ab. In Tabelle 7.1 sind beide Faktoren für unterschiedliche Querkontraktionszahlen angegeben.

ν_C	x_1	x_2
0,0	4,531	1,817
0,1	4,546	1,805
0,2	4,537	1,812
0,3	4,496	1,845
0,4	4,407	1,921
0,5	4,235	2,080

Tabelle 7.1: Einfluss der Querkontraktionszahl auf die Faktoren x_1 und x_2

Geht man von einer für die betrachteten Kernmaterialien realistischen Querkontraktionszahl zwischen 0,0 und 0,3 aus, ist der Einfluss auf die Faktoren x_1 und x_2 und damit auf die Beulwellenlänge und die elastische Beulspannung sehr gering; er liegt unterhalb von 2%. Im Folgenden wird daher die Querkontraktionszahl $\nu_C = 0$ angenommen. Die Beulwellenlänge und die elastische Beulspannung ergeben sich damit zu

$$a_w = \pi \cdot \sqrt[6]{\frac{9 \cdot EI_F^2}{2 \cdot G_C \cdot E_C}} \quad (7.11)$$

$$\sigma_{cr,w} = \frac{1}{A_F} \cdot \sqrt[3]{6 \cdot EI_F \cdot G_C \cdot E_C} \quad (7.12)$$

Die Gleichungen (7.4) und (7.5) wurden in [65] für Elemente mit ebenen Deckschichten hergeleitet. Das Tragverhalten von Elementen mit leicht profilierten Deckschichten ist jedoch aufgrund der sehr geringen Eigenbiegesteifigkeit der Deckschichten sehr ähnlich. Daher können die Gleichungen (7.11) und (7.12) auch für leicht profilierte Deckschichten verwendet werden [64].

Für Elemente mit ebenen Deckschichten können die Gleichungen in (7.11) und (7.12) durch Einsetzen von $\nu_F = 0,3$ (Stahl) vereinfacht werden zu

$$a_w = \pi \cdot t_F \cdot \sqrt[6]{\frac{9 \cdot E_F^2}{2 \cdot G_C \cdot E_C \cdot (12 \cdot (1 - \nu_F^2))^2}} = 1,82 \cdot t_F \cdot \sqrt[6]{\frac{E_F^2}{G_C \cdot E_C}} \quad (7.13)$$

$$\sigma_{cr,w} = \sqrt[3]{6 \cdot \frac{E_F}{12 \cdot (1 - \nu_F^2)} \cdot G_C \cdot E_C} = 0,82 \cdot \sqrt[3]{E_F \cdot G_C \cdot E_C} \quad (7.14)$$

Lediglich in den Vorfaktoren geringfügig abweichende Gleichungen zur Berechnung der elastischen Beulspannung wurden auch in [38] und [58] hergeleitet.

An der Lasteinleitungsstelle wird die Deckschicht ebenfalls durch Normalkräfte beansprucht, jedoch werden diese direkt in das freie ungestützte Ende eingeleitet. Die elastische Beulspannung für eine elastisch gebettete Platte mit freiem Rand wird im Folgenden näherungsweise

aus dem Verhältnis der elastischen Knicklasten elastisch gebetteter Balken mit unterschiedlichen Randbedingungen abgeleitet. Elastische Knicklasten für elastisch gebettete Balken wurden in [1] und [35] hergeleitet. Für das in [1] als beidseitig unendlich langer Balken (Abbildung 7.5) bezeichnete System beträgt die elastische Knicklast

$$N_{cr} = 2 \cdot \sqrt{k \cdot EI} \quad (7.15)$$

mit

k Steifigkeit der elastischen Bettung [Nm/m]

Für den einseitig unendlich langen Balken (Abbildung 7.6) ergibt sich

$$N_{cr} = \sqrt{k \cdot EI} \quad (7.16)$$

Wird die Beanspruchung in ein freies Ende eingeleitet, halbiert sich also die elastische Knicklast im Vergleich zum beidseitig unendlich langen Balken.

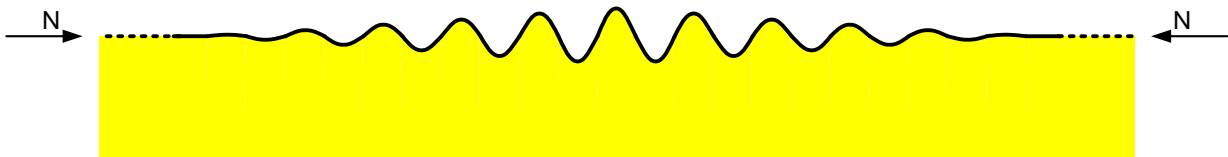


Abbildung 7.5: Beidseitig unendlich langer elastisch gebetteter Balken

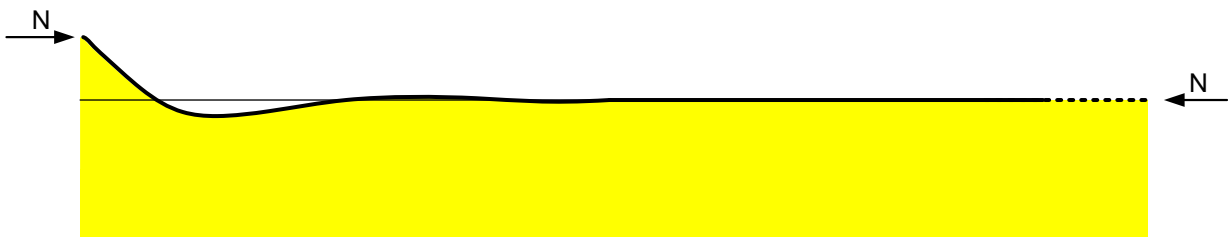


Abbildung 7.6: Einseitig unendlich langer elastisch gebetteter Balken

Analog zu den Knicklasten des Balkens beträgt die elastische Beulspannung $\sigma_{cr,c}$ an der Lasteinleitungsstelle, wo die Normalkraft ebenfalls in ein freies Ende eingeleitet wird, die Hälfte der elastischen Beulspannung $\sigma_{cr,w}$ in Feldmitte:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{1}{2} \cdot \sigma_{cr,w} = \frac{1}{A_F} \cdot \sqrt[3]{\frac{3}{4} \cdot EI_F \cdot G_C \cdot E_C} \quad (7.17)$$

Auch die Knicklänge der elastisch gebetteten Platte mit freiem Rand kann näherungsweise aus den für elastisch gebettete Balken bekannten Werten abgeleitet werden. Für die Knicklänge eines beidseitig unendlich langen elastisch gebetteten Balkens gilt [1]

$$L_{cr} = \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{EI}{k}} \quad (7.18)$$

Für einen einseitig unendlich langen elastisch gebetteten Balken ergibt sich

$$L_{cr} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{EI}{k}} \approx 1,15 \cdot \left[\pi \cdot \sqrt[4]{\frac{EI}{k}} \right] \quad (7.19)$$

Bei der Ermittlung der Knicklängen in den Gleichungen (7.18) und (7.19) wurde eine konstante Federsteifigkeit k der Bettung vorausgesetzt. Diese Annahme trifft für die auf dem Kernmaterial gebettete Deckschicht eigentlich nicht zu, da die Federsteifigkeit der Bettung von der Länge der Beulwellen abhängt und daher nicht für beide Fälle identisch ist. Da - unter der nicht wirklich korrekten Annahme einer einheitlichen Bettungssteifigkeit - die Vergrößerung der Knicklänge aufgrund der freien Kante jedoch lediglich 15 % beträgt, wird im Folgenden Gleichung (7.20) zur näherungsweisen Berechnung der Knicklänge der Deckschicht an der Lasteinleitungsstelle verwendet.

$$a_c = 1,15 \cdot a_w = 1,15 \cdot \pi \cdot \sqrt[6]{\frac{9 \cdot EI_F^2}{2 \cdot G_C \cdot E_C}} \quad (7.20)$$

Die realen Versagensspannungen, d.h. die Knitterspannung σ_w in Feldmitte und die Krüppelspannung σ_c an der Lasteinleitungsstelle, entsprechen nicht der elastischen Beulspannung. Die Tragfähigkeit stabilitätsgefährdeter Bauteile wird durch deren Schlankheitsgrad beeinflusst. Während die tatsächliche Tragfähigkeit bei kleinem Schlankheitsgrad deutlich unterhalb der elastischen Beulspannung liegt, nähert sie sich mit zunehmendem Schlankheitsgrad der elastischen Beulspannung an (vgl. Abbildung 7.7). Der Schlankheitsgrad bestimmt auch den Einfluss, den Imperfektionen auf die Tragfähigkeit haben. Imperfektionen können z.B. in Form von Vorverformungen der Deckschicht oder Unregelmäßigkeiten im Kernmaterial wie Lunker oder inhomogene Werkstoffeigenschaften auftreten. Auch Fehlstellen in der Verklebung zwischen Deckschicht und Kern führen zu einer Verminderung der Tragfähigkeit [30], [72]. Diese Imperfektionen werden stark vom Herstellungsprozess der Sandwichelemente beeinflusst.

Im Schrifttum wird zur rechnerischen Ermittlung der Knitterspannung meist eine Anpassung des konstanten Faktors in den Gleichungen für die elastische Beulspannung vorgeschlagen. In [58] wird der konstante Faktor in Gleichung (7.14) auf 0,5, in [38] auf 0,6 abgemindert. Die ECCS-Empfehlungen [29] schlagen für Elemente mit ebenen Deckschichten einen konstanten Faktor zwischen 0,5 und 0,65 vor, wobei für kontinuierlich produzierte Elemente mit Polyurethankern der Wert 0,65 empfohlen wird. Für leicht profilierte Deckschichten wird in [29] eine Reduktion der elastischen Beulspannung um etwa 50 % vorgeschlagen. Die Faktoren zur Reduktion der elastischen Beulspannung wurden aus Versuchen an unterschiedlichen Sandwichelementen ermittelt und liegen im Allgemeinen auf der sicheren Seite.

Mit einem konstanten Abminderungsfaktor können die oben aufgeführten Einflüsse auf die Tragfähigkeit jedoch nicht berücksichtigt werden. Bei den die Tragfähigkeit beeinflussenden Faktoren handelt es sich um herstellerspezifische Eigenschaften, die nicht durch einen konstanten Abminderungsfaktor erfasst werden können. Auch unterschiedliche Schlankheitsgrade erfasst dieses Vorgehen nicht. Dies ist insbesondere bedeutsam, da die Empfindlichkeit gegenüber Imperfektionen vom Schlankheitsgrad abhängt. Obwohl in den ECCS-Empfehlungen

[29] Abminderungsfaktoren aufgeführt sind, wird dort empfohlen, eine experimentelle Ermittlung der Knitterspannung einer rechnerischen Ermittlung vorzuziehen.

7.3 Knicklinien für Deckschichten von Sandwichelementen

7.3.1 Grundlagen

Die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle soll mit Knicklinien aus der Knitterspannung in Feldmitte abgeleitet werden. Diese Knicklinien werden in Abschnitt 7.3.2 anhand von numerischen Untersuchungen entwickelt und anschließend in Abschnitt 7.3.3 Versuchsergebnissen gegenübergestellt.

Knicklinien werden unter anderem im Stahlbau zur Bemessung druckbeanspruchter stabförmiger Bauteile mittels Ersatzstabverfahren verwendet. Dabei wird die Streckgrenze des Werkstoffs mit dem Abminderungsfaktor χ reduziert (Abbildung 7.7).

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1 \quad (7.21)$$

$$\phi = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right) \quad (7.22)$$

Der Abminderungsfaktor ist vom Schlankheitsgrad des Bauteils abhängig:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \cdot \frac{1}{\lambda_1} \quad (7.23)$$

mit

$$\lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (7.24)$$

Die durch Gleichung (7.24) definierte Bezugsschlankheit λ_1 ist lediglich vom Werkstoff des betrachteten Bauteils abhängig, Querschnittsgeometrie und Knicklänge werden durch diesen Faktor nicht erfasst.

Für die Feldmitte eines Sandwichelements ergibt sich der Schlankheitsgrad der durch den Kern gebetteten Deckschicht gemäß der üblichen Definition des Schlankheitsgrads druckbeanspruchter Bauteile zu

$$\bar{\lambda}_w = \sqrt{\frac{f_{y,F}}{\sigma_{cr,w}}} \quad (7.25)$$

Für den Schlankheitsgrad der Deckschicht an der Lasteinleitungsstelle ergibt sich

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{f_{y,F}}{\sigma_{cr,c}}} = \sqrt{\frac{f_{y,F}}{\frac{1}{2} \sigma_{cr,w}}} = \sqrt{2} \cdot \bar{\lambda}_w \quad (7.26)$$

Außerdem hängt der Abminderungsfaktor χ vom Imperfektionsbeiwert α ab. Im Imperfektionsbeiwert werden alle vorhandenen Imperfektionen zusammengefasst. Der Faktor umfasst da-

her neben geometrischen Imperfektionen z.B. auch den Einfluss von Eigenspannungen und Materialinhomogenitäten [67].

Liegt der Schlankheitsgrad eines Bauteils unterhalb des Grenzwerts λ_0 , beträgt der Abminderungsfaktor $\chi = 1,0$, d.h. die plastische Normalkrafttragfähigkeit des Querschnitts wird erreicht. In EN 1993-1-1 wird das Ende des Plateaus für Stahlprofile zu $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ angenommen. Da die Imperfektionen unter Anderem von der Querschnittsform des Bauteils abhängig sind, werden unterschiedliche Profilformen insgesamt fünf unterschiedlichen Knicklinien zugeordnet (Abbildung 7.7). Aus den einzelnen Knicklinien lassen sich Ersatzimperfektionen in Form von Vorkrümmungen ermitteln, wobei die im Nationalen Anhang angegebenen Ersatzimperfektionen teilweise deutlich geringer sind als die in EN 1993-1-1 vorgeschlagenen (Tabelle 7.2). Die Ersatzimperfektionen sind bei einer Berechnung nach Theorie II. Ordnung zu verwenden.

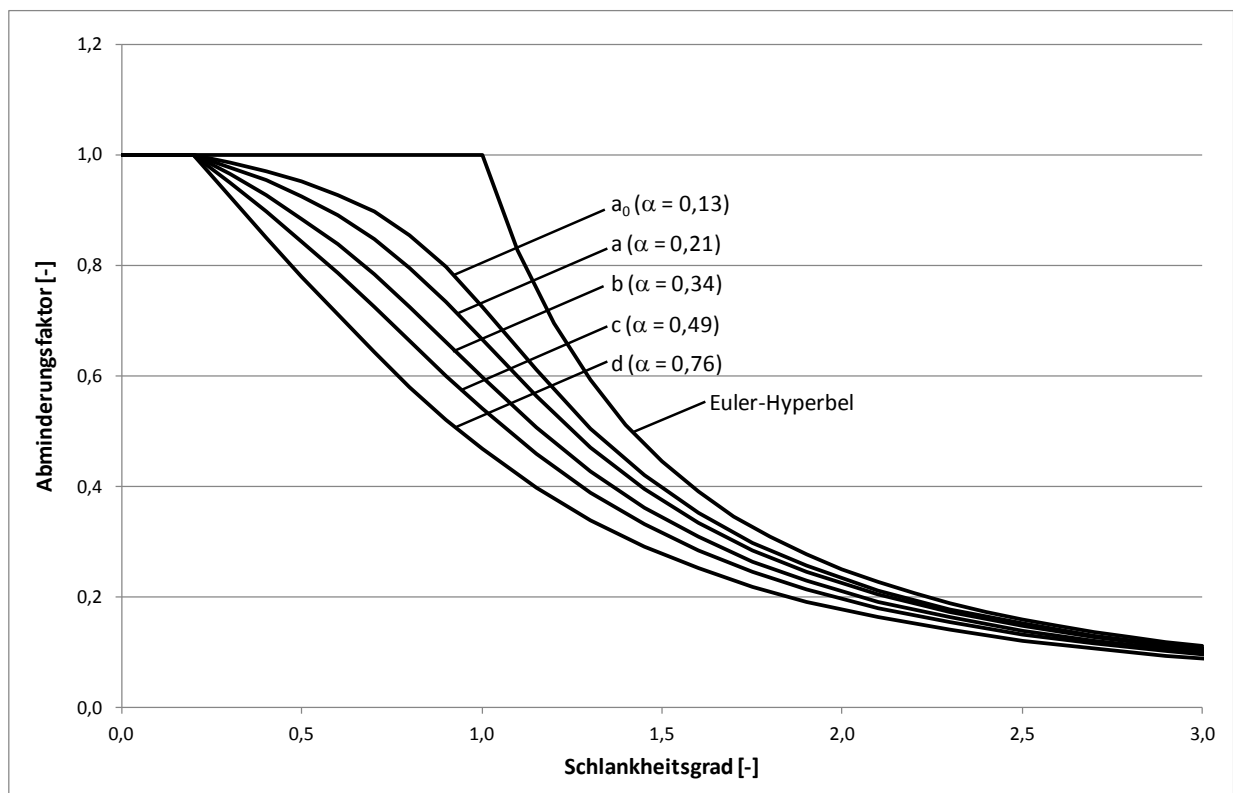


Abbildung 7.7: Knicklinien nach EN 1993-1-1

Knicklinie	a_0	a	b	c	d
Imperfektionsbeiwert α	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76
Ersatzimperfektion e_0/L (EN 1993-1-1)	1/350	1/300	1/250	1/200	1/150
Ersatzimperfektion e_0/L (EN 1993-1-1/NA)	1/900	1/550	1/350	1/250	1/150

Tabelle 7.2: Imperfektionsbeiwerte und Ersatzimperfektionen

7.3.2 Numerische Untersuchungen

7.3.2.1 Knittern in Feldmitte

Für die Deckschichten wurden im Finite-Elemente-Modell Schalenelemente des Typs Shell 181 verwendet. Der Kern wurde mit Volumenelementen des Typs Solid 185 modelliert. Für den Kern wurde homogenes und isotropes Werkstoffverhalten angenommen. Für die Deckschicht wurde ein ideal elastisch - ideal plastisches Materialgesetz verwendet, d.h. nach Erreichen der Streckgrenze setzt keine Verfestigung ein.

In den Berechnungen wurden nicht nur Sandwichelemente mit ebenen, sondern auch solche mit leicht profilierten Deckschichten erfasst. Eine Profilierung der Deckschichten führt zu einer Erhöhung der Biegesteifigkeit. Dies wurde in den Finite-Elemente-Modellen durch eine Erhöhung des E-Moduls in Richtung der Profilierung, d.h. in Beanspruchungsrichtung, berücksichtigt, was ebenfalls zu einer Erhöhung der Biegesteifigkeit führt.

Es wurde von Sandwichelementen mit ausreichend dickem Kern ausgegangen, sodass das Tragverhalten beider Deckschichten voneinander unabhängig ist und die Deckschicht als auf einem elastischen Halbraum gebettete Platte betrachtet werden kann. Die Dicke des Kernmaterials wurde so gewählt, dass die Verformungen bis zur der beanspruchten Deckschicht gegenüberliegenden Seite des Kerns abgeklungen sind. Im Finite-Elemente-Modell wurde daher nur eine Deckschicht modelliert. Abbildung 7.8 und Abbildung 7.9 zeigen schematisch die im Finite-Elemente-Modell verwendeten Randbedingungen. An den Längsrändern wurden auf alle Knoten Symmetrierandbedingungen aufgebracht. Ein Querrand ist ebenfalls durch Symmetrierandbedingungen gelagert. Die Drucknormalkraft wird in die dem symmetrisch gelagerten Querrand gegenüberliegende Kante der Deckschicht eingeleitet. Die Knoten der beanspruchten Kante sind in Dickenrichtung unverschieblich gelagert. Zusätzlich sind an diesen Knoten die Verdrehungen behindert.

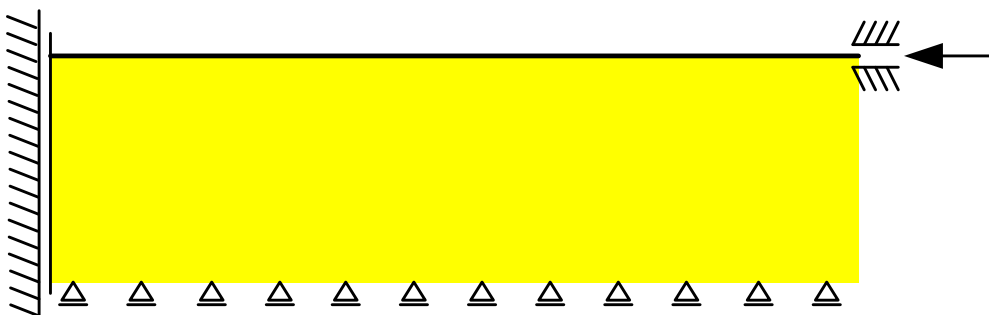


Abbildung 7.8: Längsschnitt durch das FE-Modell

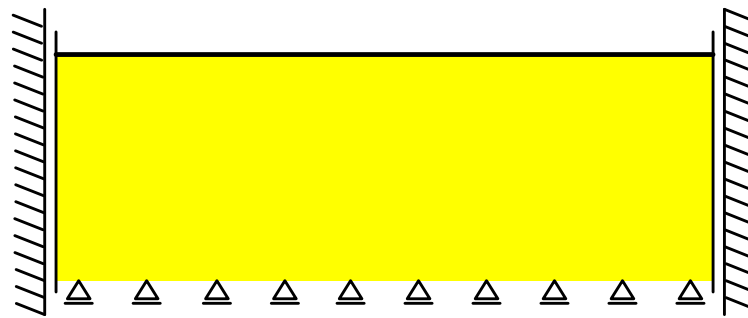


Abbildung 7.9: Querschnitt durch das FE-Modell

Abbildung 7.10 zeigt die in einer linearen Beulanalyse ermittelte erste Eigenform. Um sicherzustellen, dass sich tatsächlich die zum niedrigsten Eigenwert gehörende Wellenlänge einstellen kann, entspricht die Länge des Modells einem Vielfachen der Beulwellenlänge nach Gleichung (7.11).

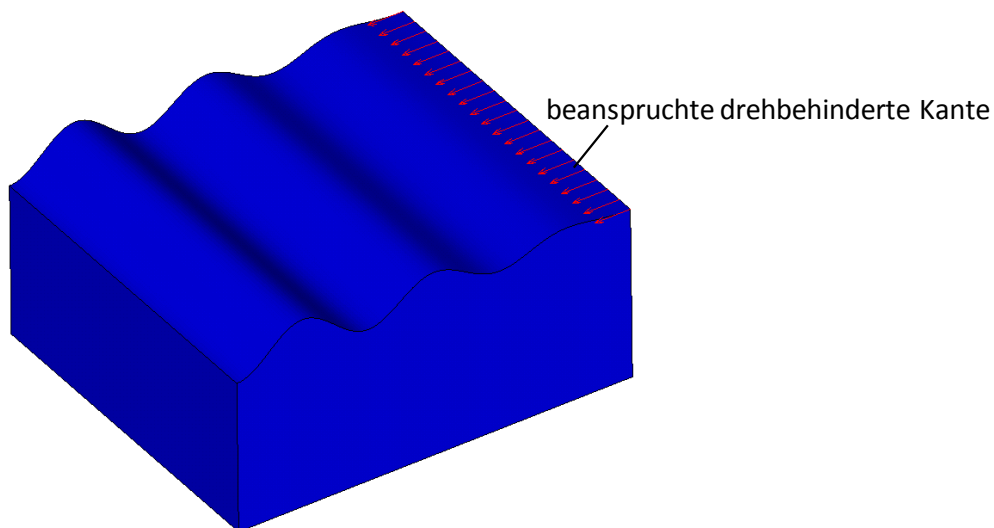


Abbildung 7.10: Verformungsfigur für die erste Eigenform

Für die numerischen Berechnungen wurde eine geometrische Imperfektion in Form der ersten Eigenform angesetzt. Als Größe der Imperfektion wurde die entsprechend EN 1993-1-1 zur Knicklinie b gehörende Ersatzimperfektion $a_w/250$ angesetzt. Entsprechend des nationalen Anhangs ist diese Imperfektion der Knicklinie c zuzuordnen (vgl. Tabelle 7.2). Sie entspricht außerdem etwa der nach EN 14509 zulässigen Abweichung von der Ebenheit.

In nichtlinearen Berechnungen wurde die Knitterspannung σ_w , d.h. die maximal von der Deckschicht aufnehmbare Druckspannung, ermittelt. Die Dicke und die Streckgrenze der Deckschicht sowie die Werkstoffkennwerte des Kernmaterials wurden innerhalb der Berechnungen variiert, um Ergebnisse für Deckschichten mit unterschiedlichen Schlankheitsgraden zu erhalten. Die Ergebnisse der durchgeführten Berechnungen sind im Anhang F dokumentiert. Eine Auswertung der Berechnungsergebnisse erfolgt in Abschnitt 7.3.2.3.

7.3.2.2 Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle

Das Finite-Elemente-Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle entspricht dem zur Berechnung der Knitterspannung in Feldmitte, lediglich die beanspruchte Kante der Deckschicht ist nicht gelagert, d.h. die Druckkraft wird in einen freien Rand eingeleitet. Abbildung 7.11 zeigt einen Längsschnitt durch das Modell, Abbildung 7.12 die erste Eigenform.

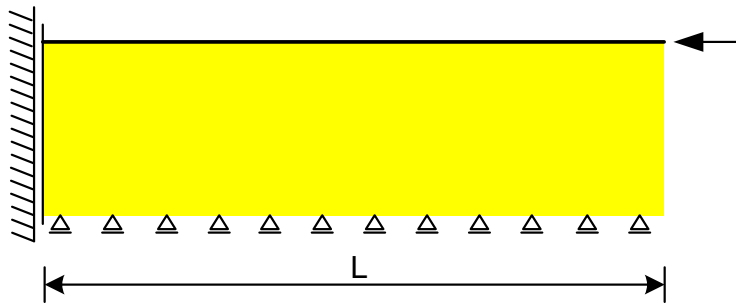


Abbildung 7.11: Längsschnitt durch das FE-Modell

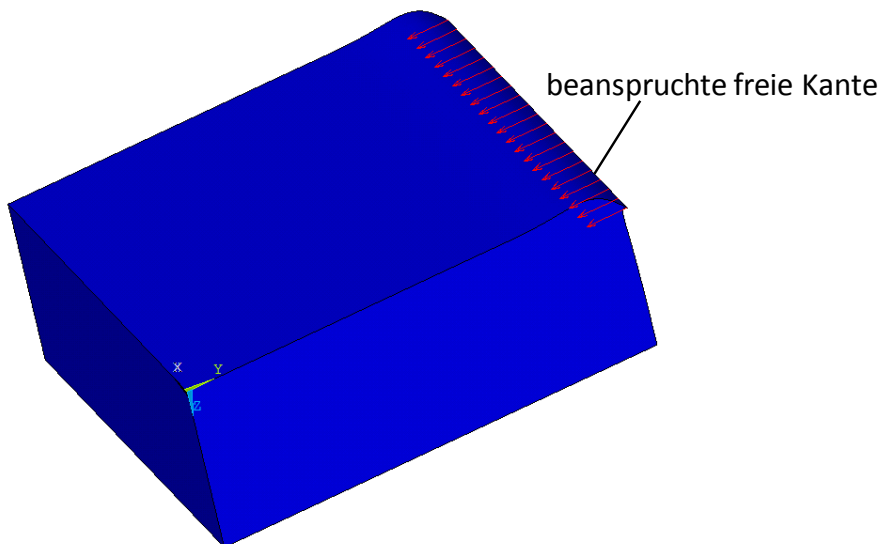


Abbildung 7.12: Verformungsfigur bei Lasteinleitung in die freie Kante

Mit zunehmender Länge L des Finite-Elemente-Modells nimmt der Einfluss der Länge ab. In Abbildung 7.13 ist beispielhaft die elastische Beulspannung in Abhängigkeit der Länge des Finite-Elemente-Modells dargestellt. Für die numerischen Untersuchungen wurde die Länge des Modells stets so groß gewählt, dass praktisch kein Einfluss aus der Länge auf die Berechnungsergebnisse vorhanden ist. Dies trifft auch auf die in der Realität verwendeten Sandwichelemente zu. Diese sind stets so lange, dass kein Einfluss aus der Elementlänge auf die Tragfähigkeit an der Kante vorhanden ist.

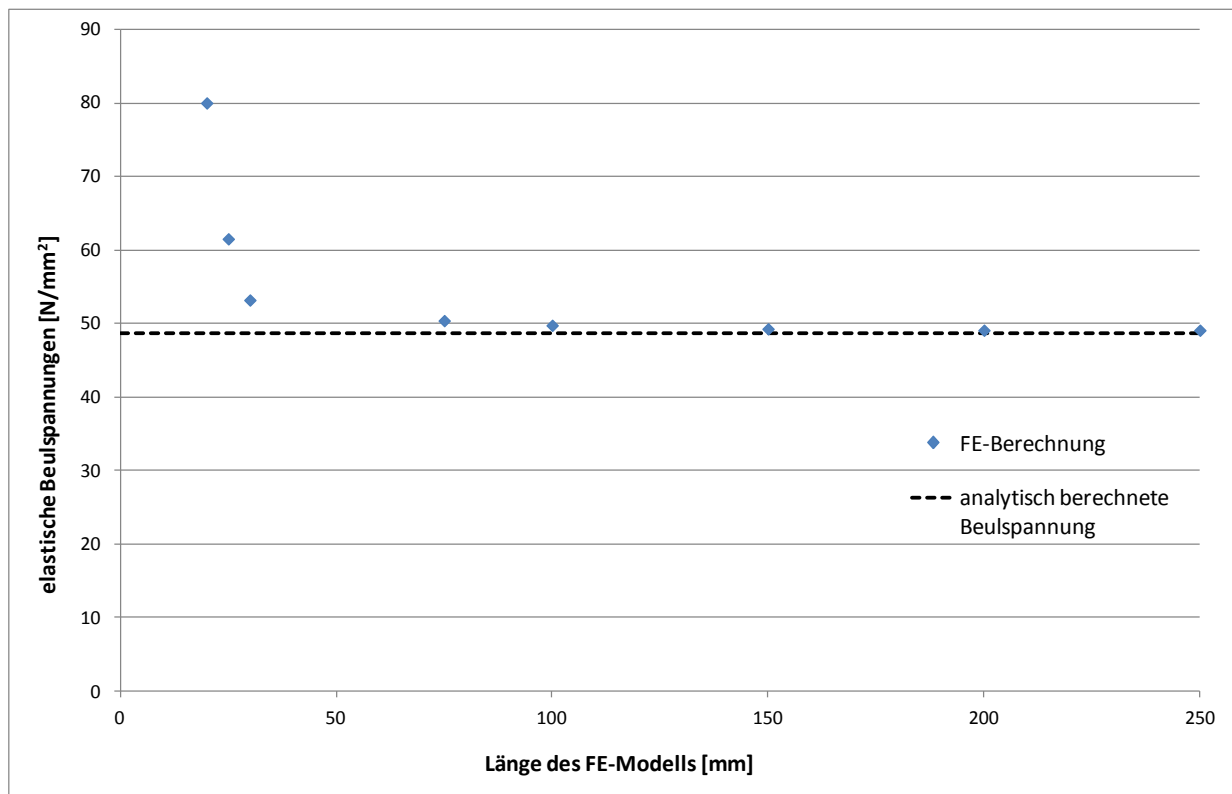


Abbildung 7.13: Einfluss der Länge des numerischen Modells auf die elastische Beulspannung

In Traglastuntersuchungen wurde die Versagensspannung σ_c an der Lasteinleitungsstelle ermittelt. Als geometrische Imperfektion wurde wie bei den Berechnungen zur Knitterspannung in Feldmitte die erste Eigenform angesetzt. Die Größe der Imperfektion wurde ebenfalls zu $a_w/250$ gewählt.

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen sind im Anhang F dokumentiert.

7.3.2.3 Auswertung der numerischen Untersuchungen

Aus den in den numerischen Berechnungen bestimmten Versagensspannungen wurden die Abminderungsfaktoren χ gegenüber der Streckgrenze ermittelt. Der Faktor χ_w bezeichnet die Abminderung für Knittern in Feldmitte, der Faktor χ_c die Abminderung für Versagen an der Lasteinleitungsstelle.

$$\chi_w = \frac{\sigma_w}{f_{y,F}} \quad (7.27)$$

$$\chi_c = \frac{\sigma_c}{f_{y,F}} \quad (7.28)$$

Im Diagramm in Abbildung 7.14 sind die in den Finite-Elemente-Berechnungen ermittelten Abminderungsfaktoren in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades dargestellt. Zusätzlich sind die Knicklinien b und c abgebildet. EN 1993-1-1 zufolge ist Knicklinie b den in den numerischen Berechnungen verwendeten Vorverformungen $a_w/250$ und $a_c/250$ zuzuordnen; der nationale Anhang zu EN 1993-1-1 ordnet dieser Vorverformung die Knicklinie c zu.

Abbildung 7.14 zeigt, dass die Abminderungsfaktoren für Knittern und Krüppeln durch dieselbe Knicklinie beschrieben werden können. Die Form der Knicklinie entspricht näherungsweise den Knicklinien in EN 1993-1-1. Lediglich im Bereich kleiner Schlankheitsgrade weichen die Ergebnisse der numerischen Berechnung relativ weit von den Knicklinien ab. Durch eine Anpassung des Beginns $\bar{\lambda}_0$ des Plateaus könnte auch für diesen Bereich eine bessere Übereinstimmung erzielt werden. Schlankheitsgrade unterhalb von $\bar{\lambda} = 0,8$ sind jedoch praktisch nicht relevant (vgl. Abbildung 7.15), daher wird hierauf im Folgenden verzichtet und auf die bereits bestehenden Knicklinien zurückgegriffen. Außerdem liegt die Verwendung der vorhandenen Knicklinien auf der sicheren Seite.

Da die selbe Knicklinie sowohl für die Feldmitte als auch für die freie Kante an der Lasteinleitungsstelle gültig ist und die unterschiedlichen Randbedingungen über den Schlankheitsgrad erfasst werden, kann die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle aus der Knitterspannung abgeleitet werden. Dazu wird zunächst der Abminderungsbeiwert α aus der üblicherweise experimentell ermittelten Knitterspannung rückgerechnet. Sind dieser Beiwert und damit die für das betrachtete Element anzuwendende Knicklinie bekannt, kann damit die Tragfähigkeit σ_c an der Lasteinleitungsstelle bestimmt werden.

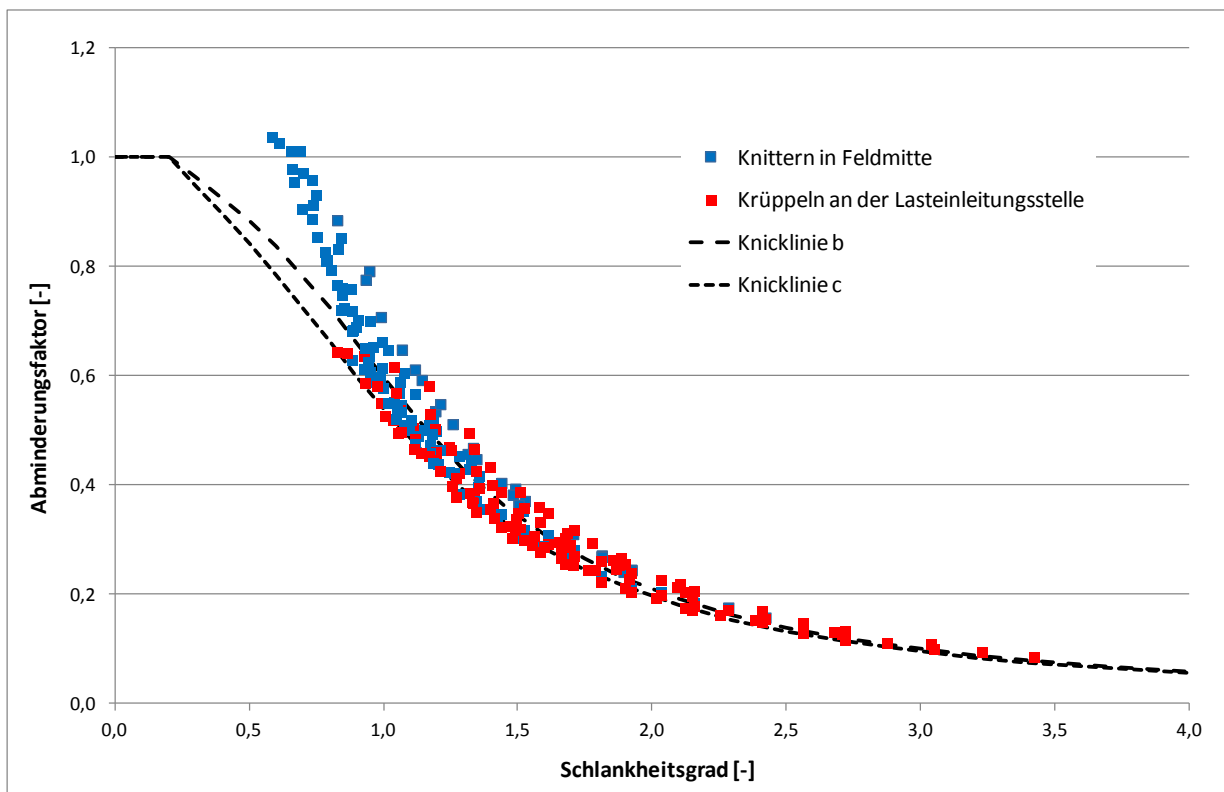


Abbildung 7.14: In den numerischen Berechnungen ermittelte Abminderungsfaktoren

7.3.3 Vergleich mit Versuchsergebnissen

Nachdem im vorherigen Abschnitt anhand numerischer Untersuchungen gezeigt wurde, dass die Knicklinien aus EN 1993-1-1 grundsätzlich auch für die Deckschichten von Sandwichele-

menten angewendet werden können, werden diese im Folgenden den Ergebnissen von an Wandelementen mit Stahldeckschichten und einem Kern aus Polyurethan oder Mineralwolle durchgeführten Versuchen gegenübergestellt. In diesen im Rahmen verschiedener Zulassungs- und Übereinstimmungsprüfungen durchgeführten Untersuchungen wurde die Knitterspannung in Biegeversuchen ermittelt. Außerdem wurden die Werkstoffkennwerte von Kern und Deckschicht bestimmt sowie die Geometrie der Deckschichten vermessen. Die Versuche sind im Anhang E dokumentiert.

In Abbildung 7.15 sind die Abminderungsbeiwerte über den zugehörigen Schlankheitsgraden aufgetragen. Zur Ermittlung des Abminderungsbeiwerts und des Schlankheitsgrads wurden die gemessenen Werkstoffkennwerte sowie die gemessene Geometrie des jeweiligen Elements verwendet.

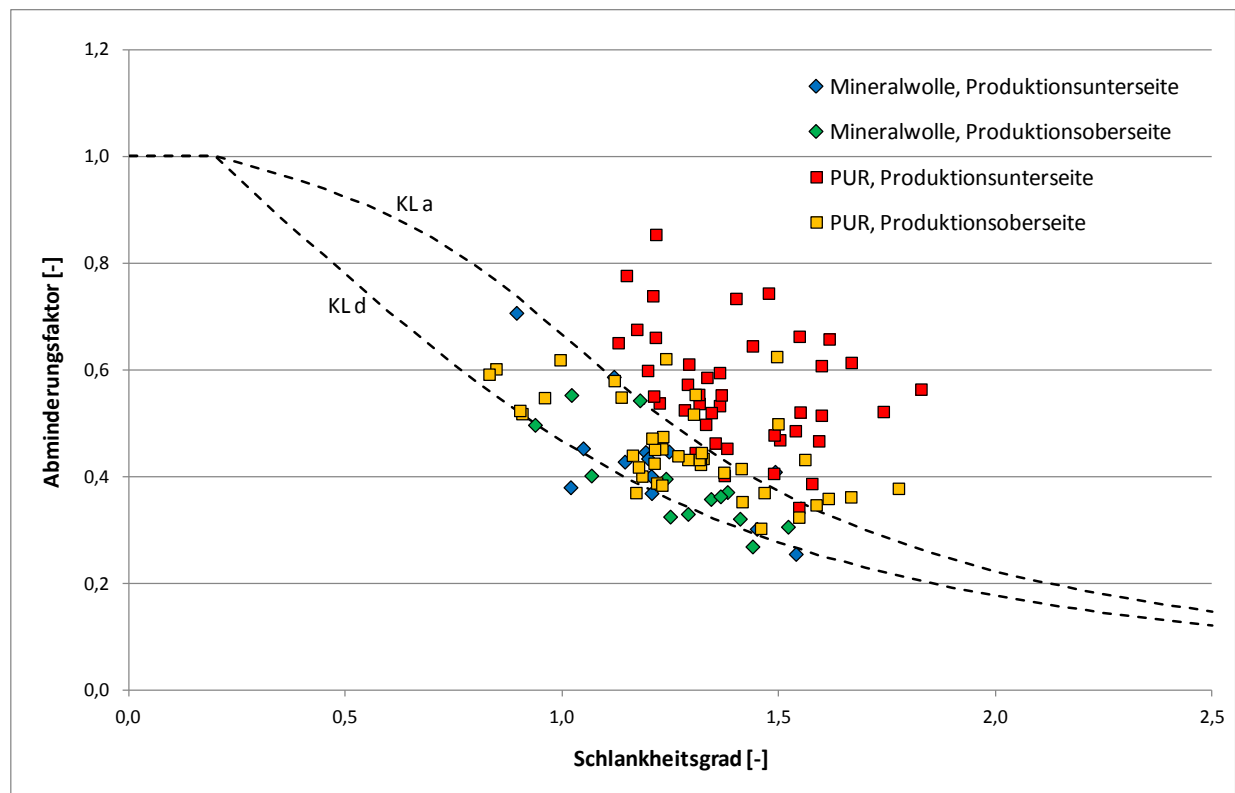


Abbildung 7.15: Aus Biegeversuchen ermittelte Abminderungsfaktoren

Während die experimentell ermittelten Abminderungsfaktoren für Sandwichelemente mit einem Kern aus Mineralwolle vergleichsweise einheitlich sind, unterscheiden sich die Abminderungsfaktoren für Produktionsober- und Produktionsunterseite bei Elementen mit einem Kern aus Polyurethan deutlich. Auf der Produktionsunterseite werden höhere Abminderungsfaktoren erreicht als auf der während der Produktion obenliegenden Seite. Dies kann durch unterschiedliche Effekte erklärt werden:

Bedingt durch den Produktionsprozess, bei dem das Kernmaterial von der untenliegenden Deckschicht zur oben liegenden Deckschicht hin aufschäumt, sind auf der Produktionsobersei-

te mehr Imperfektionen vorhanden als auf der Produktionsunterseite. Zu diesen produktionsbedingten Imperfektionen gehören Lunker, d.h. Fehlstellen im Kernmaterial, die durch Luft einschüsse entstehen, sowie Bereiche mit verminderter Haftung zwischen Deckschicht und Kern. Neben geometrischen Imperfektionen führen auch diese bevorzugt an der Produktionsoberseite auftretenden Imperfektionen zu einer Abminderung der Knitterspannung.

Sandwichelemente mit einem Kern aus Mineralwolle werden durch Verkleben der Deckschichten mit Blöcken aus Mineralwolle hergestellt. Ob die betrachtete Deckschicht während des Verklebens auf der Ober- oder auf der Unterseite liegt, hat offensichtlich keinen signifikanten Einfluss auf die Imperfektionen und damit auf die Knitterspannung.

In Abbildung 7.15 sind neben den Versuchsergebnissen die Knicklinien a und d eingezeichnet. Es fällt auf, dass die Versuchsergebnisse teilweise deutlich oberhalb der Knicklinie a liegen. Einige Werte für Elemente mit Polyurethankern, insbesondere für die Produktionsunterseite, liegen sogar oberhalb der elastischen Beullast. Dies kann mehrere Ursachen haben: Bei der rechnerischen Ermittlung der Abminderungsfaktoren wird von einer geometrischen Ersatzimperfektion in Form der ersten Eigenform, d.h. von der ungünstigsten Vorverformung, ausgegangen. Am realen Bauteil kann die Imperfektion jedoch auch andere weniger ungünstige Formen haben, weshalb sich teilweise deutlich höhere Tragfähigkeiten ergeben. Den numerischen Untersuchungen in [72] zufolge kann die Knitterspannung bei Vorverformungen, die nicht der ersten Eigenform entsprechen, nahezu den Wert der elastischen Beulspannung erreichen.

Außerdem wurden zur Ermittlung der Schlankheitsgrade für das Kernmaterial entsprechend EN 14509 ermittelte Elastizitäts- und Schubmodule verwendet. Hierbei handelt es sich um über die Elementdicke gemittelte Werte. Bei Kernen aus Polyurethan sind diese Werkstoffkennwerte jedoch nicht über die Elementdicke konstant, sondern nehmen zu den Deckschichten hin zu. Auf der Produktionsunterseite ist dies besonders ausgeprägt [16], [30]. Es werden also tendenziell zu geringe Elastizitäts- und Schubmodule angenommen. Die Steifigkeit der Bettung ist also größer und daher der Schlankheitsgrad geringer als berechnet. Bei genauerer Betrachtung könnten daher insbesondere die zur Produktionsunterseite gehörenden Werte im Diagramm nach links zu kleineren Schlankheitsgraden hin verschoben werden, wodurch sich eine bessere Übereinstimmung mit den Knicklinien ergäbe und auch keine Werte oberhalb der elastischen Beullast mehr vorhanden wären. Da in den entsprechend EN 14509 durchgeführten Versuchen jedoch nur über die Elementdicke gemittelte Werte für Elastizitäts- und Schubmodul ermittelt werden, ist eine genauere Bestimmung des Schlankheitsgrads unter Berücksichtigung der im Bereich direkt unter der Deckschicht vorhandenen Werkstoffkennwerte nicht möglich.

Es liegt jedoch, wie auch Abbildung 7.16 verdeutlicht, auf der sicheren Seite die mit den Mittelwerten der Schaumkennwerte berechneten Schlankheitsgrade zu verwenden: Bei der Bemessung der Lasteinleitungsstelle wird aus der bekannten Knitterspannung in Feldmitte zu-

nächst der Imperfektionsbeiwert α , d.h. die zum betrachteten Element gehörende Knicklinie bestimmt. Verwendet man hierzu einen mit gemittelten Schaumkennwerten berechneten und damit eigentlich zu großen Schlankheitsgrad, erhält man einen zu kleinen Imperfektionsbeiwert, d.h. das Element wird einer zu günstigen Knicklinie zugeordnet. Je kleiner der Imperfektionsbeiwert ist, desto steiler fällt die Knicklinie mit zunehmendem Schlankheitsgrad ab. Der Unterschied zwischen der Knitterspannung in Feldmitte und der Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle ist also größer, wenn von einer Knicklinie mit kleinerem Imperfektionsbeiwert ausgegangen wird. Daher ist die mit gemittelten Schaumkennwerten bestimmte Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle kleiner als die sich bei Berücksichtigung der tatsächlichen Schlankheitsgrade ergebende Tragfähigkeit.

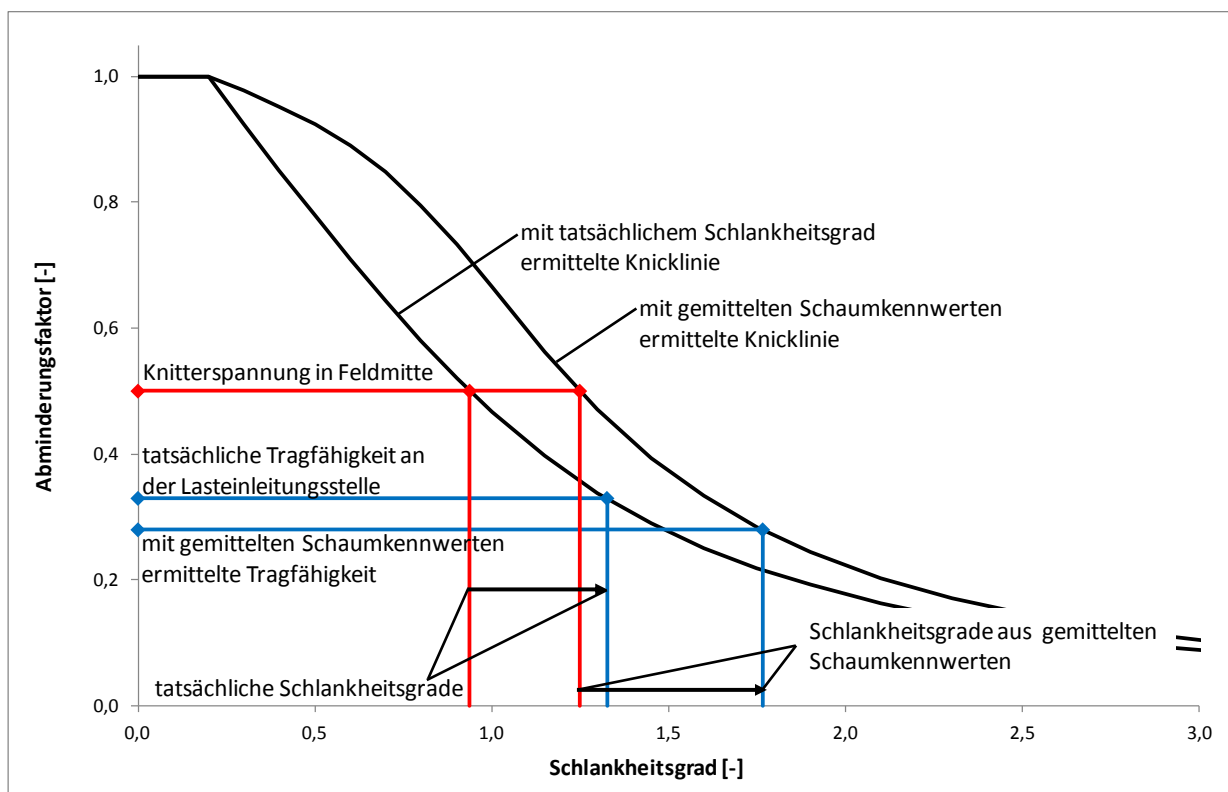


Abbildung 7.16: Einfluss der Schlankheitsgrade auf die ermittelte Tragfähigkeit

Insgesamt zeigen also auch die Versuchsergebnisse, dass die eigentlich zur Bemessung von Stahlbauteilen entwickelten Knicklinien auch für die Deckschichten von ebenen und leicht profilierten Sandwichelementen angewendet werden können.

Die über die Knicklinie aus der Knitterspannung bestimmte Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle wäre für eine ideal ebene Lasteinleitungskante gültig. Die stets leicht unebene Schnittkante bewirkt jedoch eine zusätzliche Abminderung der Tragfähigkeit, welche nicht durch die Knicklinien erfasst wird. Der Einfluss dieser zusätzlichen Imperfektion auf die Tragfähigkeit wird im folgenden Abschnitt untersucht.

7.4 Einfluss der unebenen Schnittkante

7.4.1 Experimentelle Untersuchungen

Das Tragverhalten an der Lasteinleitungsstelle wurde auch experimentell untersucht. Die Werkstoffkennwerte von Deckschicht- und Kernmaterial sowie die Knitterspannung wurden für alle in den Versuchen verwendeten Elemente ermittelt und sind im Anhang A aufgeführt; alle Versuchsergebnisse in Anhang E dokumentiert. Zur Untersuchung der Lasteinleitungsstelle wurden zwei unterschiedliche Versuchstypen verwendet. In der ersten Versuchsanordnung wurde die Beanspruchung direkt über Kontakt in die Schnittkante der Deckschicht eingeleitet, während in der zweiten Anordnung eine typische Verbindung zwischen Dach und Wand nachempfunden wurde.

Abbildung 7.17 zeigt den Versuchsaufbau mit direkter Lasteinleitung über Kontakt. Die Beanspruchung wird über eine vergleichsweise steife Stahlplatte direkt in die Schnittkante der Deckschicht eingeleitet. Zu Vergleichszwecken wurden zusätzlich einige Versuche durchgeführt, bei denen ein Abschnitt eines Sandwichelements zur Lasteinleitung verwendet wurde (Abbildung 7.18). Diese Art der Lasteinleitung hatte jedoch keinen erkennbaren Einfluss auf das Tragverhalten und die Tragfähigkeit.

Die Annahme, dass beide Deckschichten voneinander unabhängig Druckkräfte abtragen, wurde auch im Versuch überprüft. Dazu wurde in einigen Versuchen ein Probekörper für zwei Versuche verwendet: Im Anschluss an den ersten Versuch wurde auch die zweite bisher unbeanspruchte Deckschicht des Probekörpers belastet. Die Ergebnisse dieser Versuche unterscheiden sich nicht von den übrigen Ergebnissen, was die Annahme, dass die beiden Deckschichten eines Sandwichelements die eingeleiteten Lasten voneinander unabhängig abtragen bestätigt. Für die lokale Tragfähigkeit einer Deckschicht an der Lasteinleitungsstelle ist es also nicht relevant, ob die gegenüberliegende Deckschicht ebenfalls beansprucht wird.

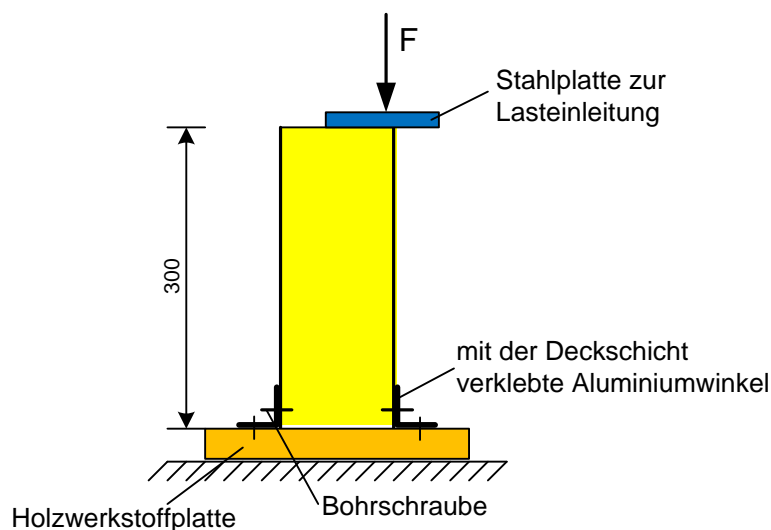


Abbildung 7.17: Versuchsaufbau zur Lasteinleitung über Kontakt



Abbildung 7.18: Lasteinleitung über Stahlplatte und über Sandwichelement

In den Versuchen wurde die maximale Last bestimmt. Das Versagen trat durch Umknicken („Krüppeln“) der druckbeanspruchten Deckschicht im Bereich der Lasteinleitungsstelle ein. Der Versuchsaufbau für die Versuche an Verbindungen zwischen Wand und Dach ist in Abbildung 7.19 und Abbildung 7.20 dargestellt. Das Dachelement, über das eigentlich die Last in die Wand eingeleitet wird, wurde im Versuch durch eine auf dem Wandelement aufliegende Stahlplatte und ein Aluminiumhohlprofil ersetzt. So wurde ein Versagen der druckbeanspruchten Deckschicht erzwungen. Würde die Kraft über ein Sandwichelement eingeleitet, käme es in vielen Fällen zum Schubversagen im das Dach repräsentierenden Sandwichelement, bevor im Wandelement die maximale Tragfähigkeit erreicht ist. Die Kraft wurde in das Aluminiumhohlprofil eingeleitet. Dieses lag an dem dem Wandelement abgewandten Ende auf einem gelenkigen Auflager auf. Zusätzlich zur Maschinenkraft F_1 wurde die Auflagerkraft F_2 am gelenkigen Auflager gemessen. Die in die Deckschicht eingeleitete Kraft F ergibt sich aus der Differenz dieser beiden Kräfte. Um zu berücksichtigen, dass aufgrund der Durchbiegung des Dachelements und der sich daraus ergebenden Endtangentenverdrehung die Lasteinleitung nicht exakt parallel zur Deckschicht erfolgt, wurde der Winkel α des Aluminiumhohlprofils zur Horizontalen innerhalb der Versuche leicht variiert. Dies hatte jedoch keinen Einfluss auf die Versuchsergebnisse und wird daher im Folgenden nicht berücksichtigt.

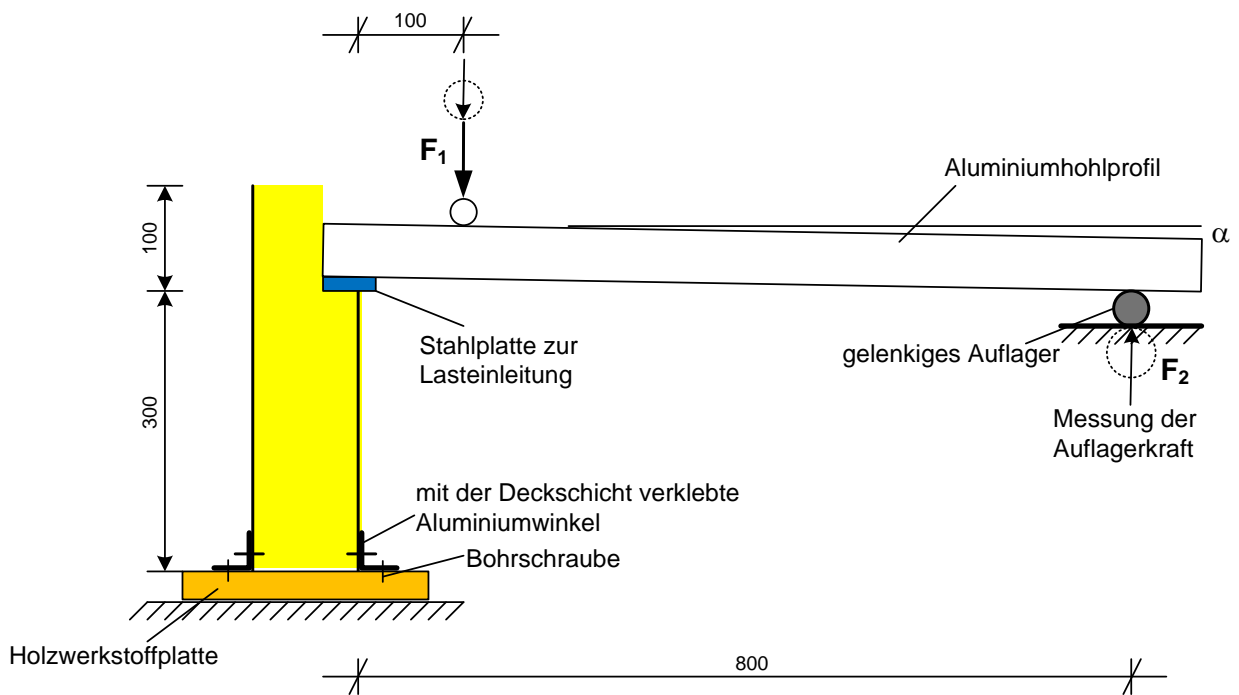


Abbildung 7.19: Aufbau Versuche an Eckdetails

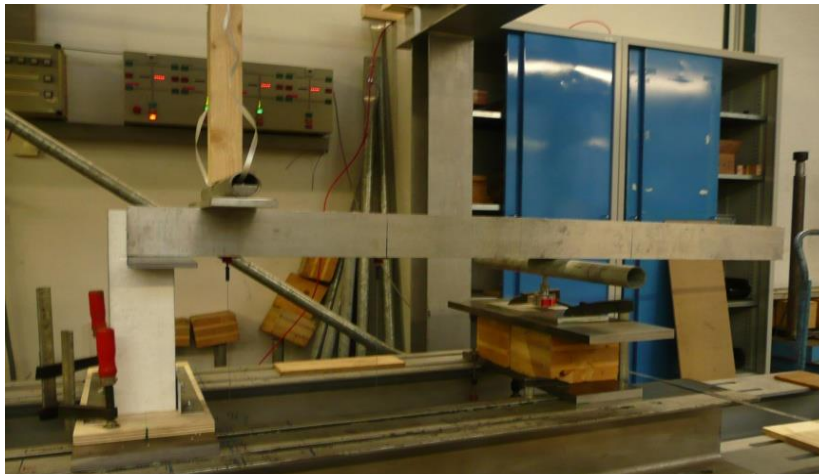


Abbildung 7.20: Aufbau Versuche an Eckdetails

Wie in den oben beschriebenen Versuchen mit direkter Lasteinleitung trat das Versagen durch Krüppeln der druckbeanspruchten Deckschicht ein (Abbildung 7.21).



Abbildung 7.21: Versagen der druckbeanspruchten Deckschicht

Bei beiden Versuchstypen trat das Umknicken teilweise nicht über die volle Breite des Probekörpers ein (Abbildung 7.22). Dies wird durch unebene Schnittkanten verursacht, die zu einer ungleichmäßigen Lasteinleitung und damit zu Spannungskonzentrationen führen.



Abbildung 7.22: Umknicken der Deckschicht nur über einen Teil der Prüfkörperbreite

Bei allen für die Versuche verwendeten Elementtypen lagen sowohl die Kernblechdicke als auch die Dehngrenze und die Zugfestigkeit beider Deckschichten sehr nahe zusammen. Vermutlich stammen teilweise sogar beide Bleche aus derselben Produktionscharge. Auch die Knitterspannungen waren für beide Seiten nahezu identisch. Daher wurde bei der Auswertung der Versuche nicht zwischen den an der Produktionsober- und an der Produktionsunterseite ermittelten Versuchsergebnissen unterschieden. Die Versuche wurden in der Auswertung jeweils zusammengefasst. Für die Materialkennwerte der Deckschichten und die Knitterspannung σ_w wurde der Mittelwert aus den Werten für Produktionsober- und Produktionsunterseite angesetzt.

Zunächst wurde aus den in den Versuchen gemessenen Maximalkräften die Versagensspannung in der Deckschicht berechnet (siehe Anhang E). Dabei wurde die Kraft auf die Kernblechdicke und die gemessene Prüfkörperbreite bezogen. Die in den beiden unterschiedlichen Versuchstypen ermittelten Maximalspannungen zeigen keine signifikanten Unterschiede. Die leicht voneinander abweichende Art der Lasteinleitung hat offensichtlich keinen Einfluss auf

das Versuchsergebnis. Daher werden im Folgenden die Ergebnisse beider Versuchstypen zusammen ausgewertet.

Für die in den Versuchen verwendeten Sandwichelemente wurde zunächst aus den gemessenen Werkstoffkennwerten und aus der gemessenen Deckschichtgeometrie, wie in Abschnitt 7.3 beschrieben, mit Knicklinien die Tragfähigkeit σ_c der ideal ebenen Schnittkante ohne Imperfektionen bestimmt. Dazu wurde zunächst aus der in Biegeversuchen ermittelten Knitterspannung der Imperfektionsbeiwert α für die einzelnen Elementtypen rückgerechnet.

$$\alpha = \frac{1 + \chi_w \cdot \bar{\lambda}_w^2 \cdot (\chi_w - 1) - \chi_w}{\chi_w \cdot (\bar{\lambda}_w - 0,2)} \quad (7.29)$$

mit

χ_w entsprechend Gleichung (7.27)

$\bar{\lambda}_w$ entsprechend Gleichung (7.25)

Die Zahlenwerte der einzelnen Rechenschritte sind in Tabelle 7.3 zusammengefasst. Bei den Elementtypen B und C liegen die rückgerechneten Imperfektionsbeiwerte etwas unterhalb von Null. Für die weitere Auswertung wird hier der Wert $\alpha = 0$ verwendet.

Elementtyp	Knitterspannung σ_w [N/mm ²]	Dehngrenze $f_{y,F}$ [N/mm ²]	Abminderungsfaktor χ_w [-]	Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_w$ [-]	Imperfektionsbeiwert α [-]
A	201	361	0,555	1,317	0,03
B	201	403	0,499	1,496	0,00
C	176	409	0,429	1,599	0,00
E	144	467	0,308	1,123	1,48

Tabelle 7.3: Berechnung der Imperfektionsbeiwerte aus der Knitterspannung

Mit den berechneten Imperfektionsbeiwerten wurde die Tragfähigkeit σ_c der ideal ebenen freien Kante ermittelt.

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_c^2}} \leq 1 \quad (7.30)$$

$$\phi = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda}_c - 0,2) + \bar{\lambda}_c^2 \right) \quad (7.31)$$

mit

$\bar{\lambda}_c$ entsprechend Gleichung (7.26)

Die einzelnen Rechenschritte sind in Tabelle 7.4 zusammengefasst.

Elementtyp	Dehngrenze $f_{y,F}$ [N/mm ²]	Imperfektions- faktor α [-]	Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_c$ [-]	Abminderungs- beiwert χ_c [-]	Spannung σ_c [N/mm ²]
A	361	0,03	1,862	0,28	102,3
B	403	0,00	2,116	0,22	90,0
C	409	0,00	2,262	0,20	79,9
E	467	1,48	1,589	0,20	91,8

Tabelle 7.4: Berechnung der Spannung σ_c

Die Spannung σ_c berücksichtigt den im Vergleich zur Feldmitte größeren Schlankheitsgrad, jedoch nicht die nur an der Lasteinleitungsstelle vorliegenden Aufstandsimperfectionen. Diese sind in der aus der Knitterspannung abgeleiteten Spannung σ_c nicht erfasst und bewirken eine weitere Reduktion der Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle.

Die Reduktion, die sich aus den Aufstandsimperfectionen ergibt, wurde für die einzelnen Versuche in Form des Abminderungsfaktors χ_K berechnet:

$$\chi_K = \frac{\sigma_{c,UE}}{\sigma_c} \quad (7.32)$$

mit

$\sigma_{c,UE}$ maximale Spannung im Versuch (maximal durch die unebene Kante aufnehmbare Spannung)

σ_c für die ideal ebene Kante berechnete Spannung (Tabelle 7.4)

In einzelnen Fällen lag die im Versuch ermittelte maximale Spannung oberhalb der für die ideale Kante berechneten Spannung. Diese Versuche werden in der weiteren Auswertung nicht berücksichtigt.

Um eine Aussage über die Streuung der Tragfähigkeitswerte machen zu können, wurden die Versuchsergebnisse statistisch ausgewertet. Für jeden in den Versuchen verwendeten Elementtypen wurden der Mittelwert $\chi_{K,mean}$ der Abminderungsfaktoren bestimmt und die Quotienten aus den Einzelwerten χ_K und dem Mittelwert $\chi_{K,mean}$ gebildet. Für diese Quotienten $\chi_K/\chi_{K,mean}$ wurde der Variationskoeffizient bestimmt. Die statistische Auswertung ist im Anhang E dargestellt. Fasst man alle Versuchsergebnisse zu einer Grundgesamtheit zusammen, ergibt sich der Variationskoeffizient zu $V_\chi = 0,16$. Dieser Wert wird im folgenden Abschnitt verwendet, um bei der Auswertung der numerischen Untersuchungen die in der Realität vorhandene Streuung berücksichtigen zu können.

7.4.2 Numerische Untersuchungen

Zur Untersuchung des Einflusses von unebenen Schnittkanten auf die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle wurde das zur Ermittlung der Knicklinien verwendete und bereits in Abschnitt 7.3.2.2 beschriebene FE-Modell benutzt. Die Beanspruchung wurde jedoch nicht direkt in die Kante der Deckschicht eingeleitet, sondern es wurde ein starrer Lasteinleitungskörper

verwendet. Dies entspricht dem Vorgehen in den Versuchen, in denen die Beanspruchung über eine vergleichsweise steife Stahlplatte eingeleitet wurde. Um den Kontakt zwischen Lasteinleitungskörper und Deckschicht besser abbilden zu können, wurden auch für die Deckschicht Volumenelemente des Typs Solid 185 verwendet. Der Kontakt zwischen der Kante der Deckschicht und dem Lasteinleitungskörper wurde über Kontaktelemente hergestellt. Die Kontaktfläche auf dem Lasteinleitungskörper wurde mit Kontaktelementen des Typs Targe 170 modelliert. Hierbei handelt es sich um Flächenelemente, die auf der Oberfläche des Kontaktkörpers angeordnet werden. Den zweiten Teil des Kontaktpaars bildet die Kante der Deckschicht. Hier wurden Elemente des Typs Conta 175 verwendet. Diese Elemente bestehen aus einem einzelnen Knoten, über den der Kontakt mit den Flächenelementen gebildet wird. Es wurden nicht alle auf der Kante liegenden Knoten, sondern nur eine in Blechmittenebene liegende Knotenreihe mit Kontaktelementen versehen (Abbildung 7.23, Abbildung 7.24). Dies ermöglicht ein freies Verdrehen der Kante um die Kontaktlinie. Auf der sicheren Seite liegend wurde davon ausgegangen, dass zwischen Deckschicht und Lasteinleitungskörper keine Reibung auftritt.

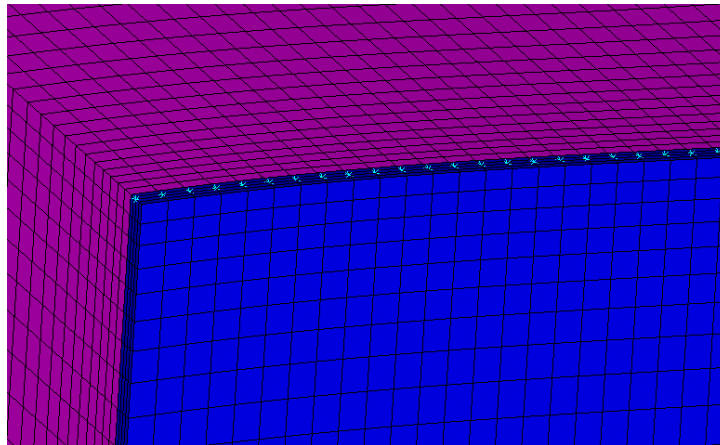


Abbildung 7.23: Kontaktknoten auf der Lasteinleitungskante der Deckschicht

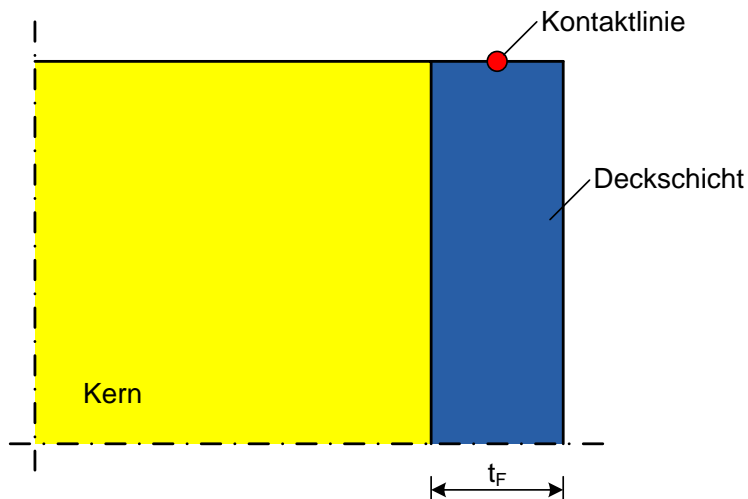


Abbildung 7.24: Schnitt durch das FE-Modell

Die Aufstandsimperfectionen resultieren aus einer unebenen Schnittkante. Als Form der Kante wurde in den numerischen Berechnungen eine Cosinus-Funktion verwendet. Im Finite-Elemente-Modell wird zur Verkürzung der Rechenzeit nur eine halbe Periode der Funktion abgebildet. Aufgrund der Symmetrierandbedingungen an den Längsrändern entspricht dies einer Kante mit fortlaufender gleichmäßiger Wellenlinie. Unterschiedliche Wellenlängen können durch eine entsprechende Anpassung der Breite des Modells abgebildet werden (Abbildung 7.25).

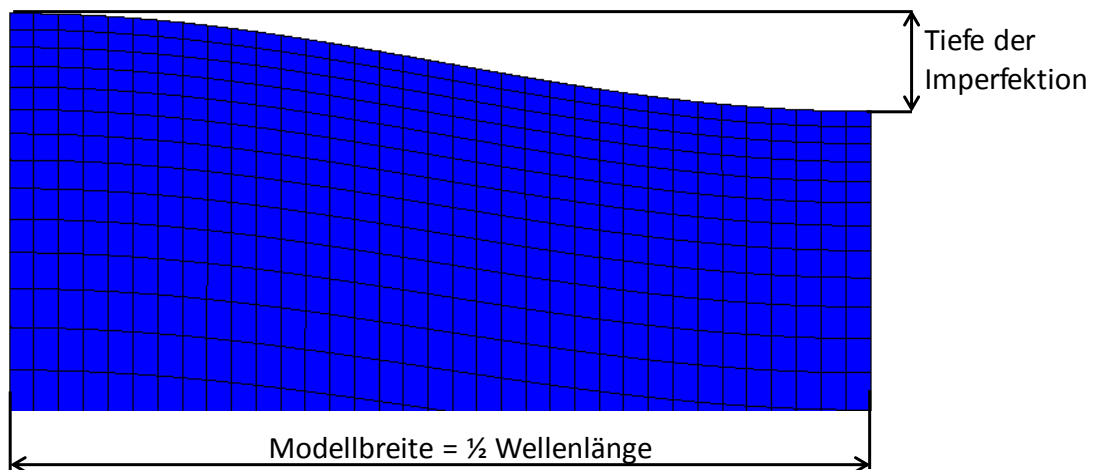


Abbildung 7.25: Unebenen Schnittkante im FE-Modell

Im ersten Berechnungsschritt wurde die Beanspruchung direkt in die Kante der Deckschicht eingeleitet und eine lineare Beulanalyse durchgeführt. Die hierbei ermittelte erste Eigenform wurde anschließend als Vorverformung auf das Modell aufgebracht. Am vorverformten Modell wurde dann eine nichtlineare Traglastberechnung durchgeführt. Dabei wurde die Beanspruchung nicht direkt in die Kante der Deckschicht, sondern in den Lasteinleitungskörper eingeleitet. In den Berechnungen wurde die Tragfähigkeit der Lasteinleitungsstelle, d.h. die maximale Spannung $\sigma_{c,UE}$, ermittelt.

Zunächst wurde der Einfluss der Wellenlänge und der Tiefe der Imperfektion auf die Tragfähigkeit untersucht. Dazu wurden numerische Berechnungen für drei exemplarische Elementtypen durchgeführt. Als erstes wurde als Referenzwert die Tragfähigkeit einer Deckschicht mit ebener Kante ermittelt. Diese entspricht der in Abschnitt 7.4.1 eingeführten Spannung σ_c . Anschließend wurden Berechnungen an Elementen mit Imperfektion unterschiedlicher Tiefe und Wellenlänge durchgeführt. Die in diesen Berechnungen ermittelte maximale Spannung $\sigma_{c,UE}$ entspricht der Tragfähigkeit einer Deckschicht mit imperfekter, d.h. unebener Kante. Alle Ergebnisse sind in Anhang F zusammengefasst.

Aus den beiden Spannungen $\sigma_{c,UE}$ und σ_c wurde der Abminderungsfaktor χ_K bestimmt, der den Einfluss der Unebenheit der Schnittkante auf die Tragfähigkeit beschreibt (Gleichung (7.32)).

Abbildung 7.26 zeigt beispielhaft für einen Elementtypen den Einfluss der Tiefe der Imperfektion auf den Abminderungsfaktor. Mit zunehmender Tiefe nimmt der Einfluss der Unebenheit auf die Tragfähigkeit zu, d.h. der Abminderungsfaktor wird kleiner. Aufgrund des steileren Abfalls der Lasteinleitungskante ist die Spannungskonzentration bei größerer Tiefe der Imperfektion ausgeprägter. Allerdings ist die Abnahme des Abminderungsfaktors ab einer Tiefe von ungefähr 2 mm nur noch relativ gering.

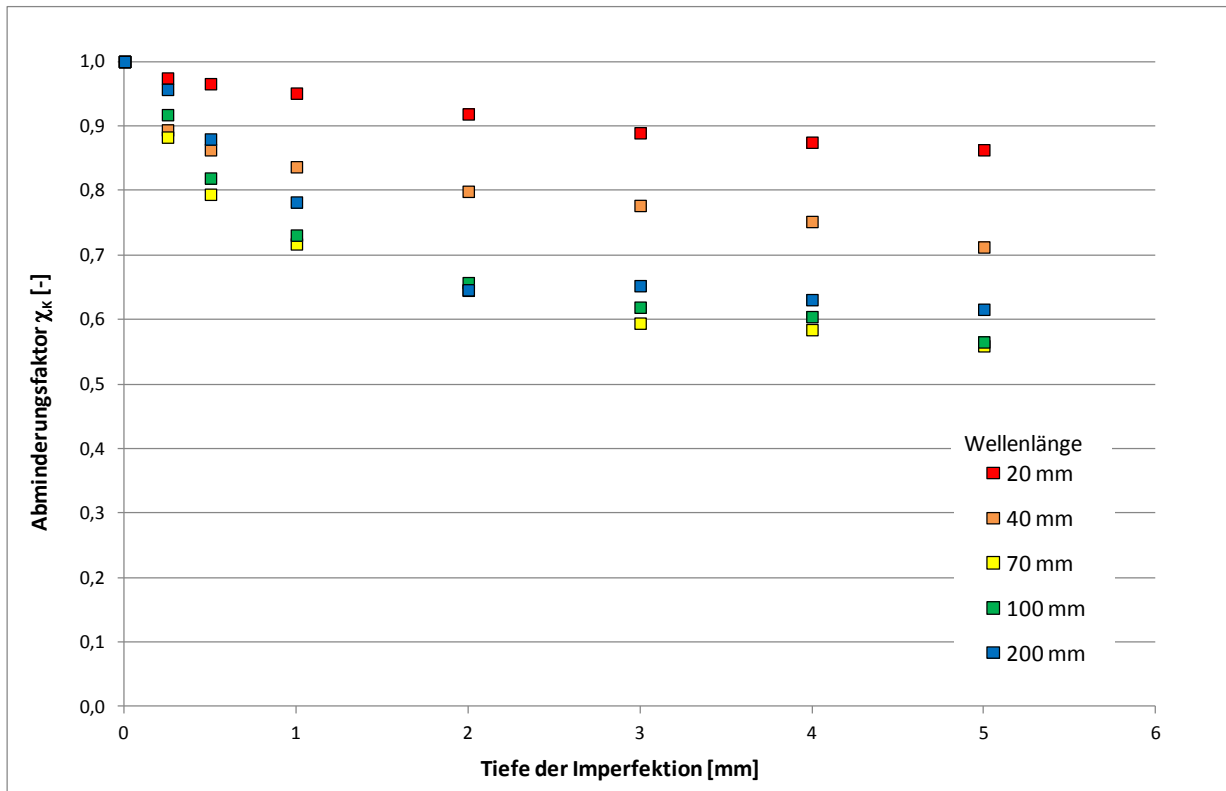


Abbildung 7.26: Abminderungsfaktoren in Abhängigkeit der Tiefe der Imperfektion

In Abbildung 7.27 ist die Vergleichsspannung in der Deckschicht für verschiedene Wellenlängen der Imperfektion dargestellt. Die Materialkennwerte von Deckschicht und Kern sind für alle abgebildeten Elemente identisch. Alle Elemente werden bezogen auf die Breite mit derselben Kraft beansprucht. Die Beanspruchung wird über den Lasteinleitungskörper in die Hochpunkte der unebenen Kante eingeleitet. Bei sehr kleiner Wellenlänge liegen die beanspruchten Punkte so nahe zusammen, dass sich die eingeleitete Kraft nahezu gleichmäßig über die Breite verteilen kann. Daher ist die Abminderung hier vergleichsweise gering. Mit zunehmender Wellenlänge, d.h. mit zunehmendem Abstand der beanspruchten Punkte, wird die Verteilung der Kraft über die Breite zunächst ungleichmäßiger; der Abminderungsfaktor nimmt daher ab. Der Abminderungsfaktor erreicht sein Minimum bei Wellenlängen zwischen 70 mm und 100 mm. Nimmt die Wellenlänge weiter zu, ist die Kante so flach, dass sich die eingeleitete Kraft wieder gleichmäßiger über die Breite verteilen kann. Der Abminderungsfaktor nimmt wieder zu. Dies zeigen auch die auf Abbildung 7.28 dargestellten Berechnungsergebnisse.

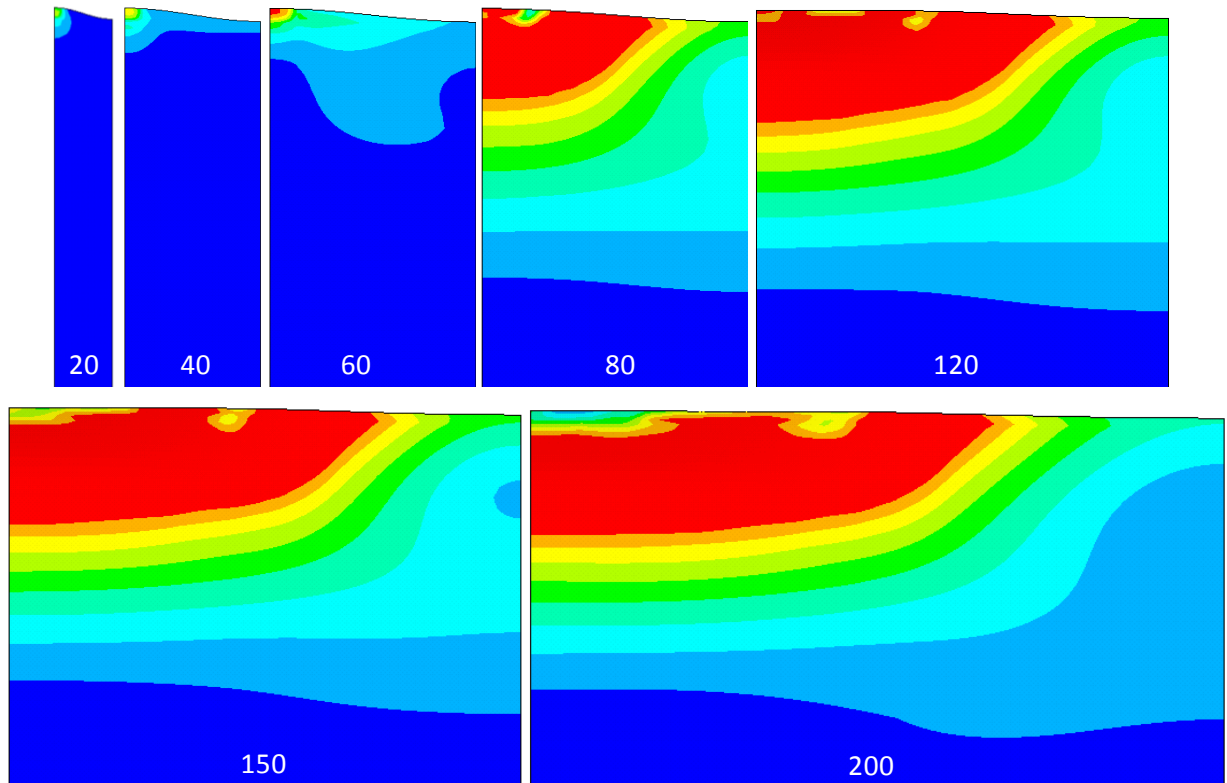


Abbildung 7.27: Einfluss der Wellenlänge auf Spannungsverteilung (Angabe der Länge in mm)

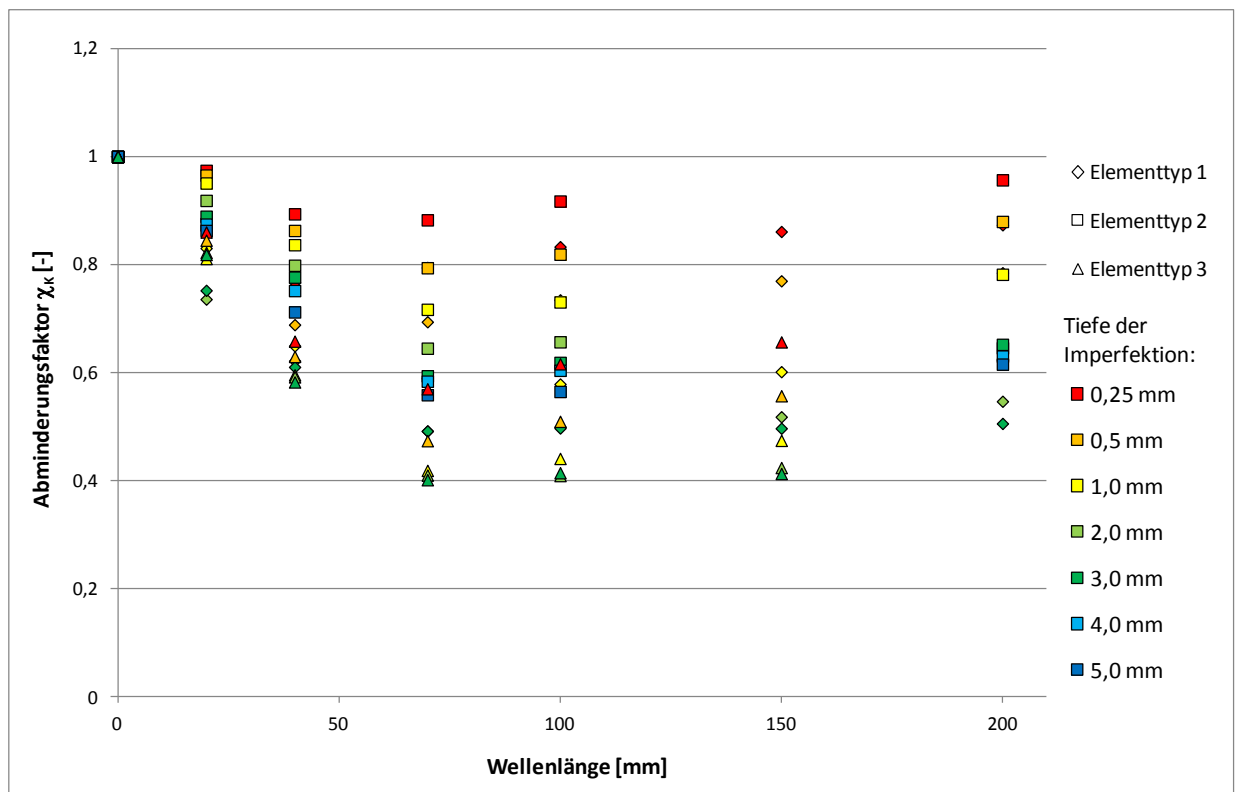


Abbildung 7.28: Abminderungsfaktoren in Abhängigkeit der Wellenlänge der Imperfektion

Neben der Wellenlänge und der Tiefe haben auch die Materialeigenschaften von Deckschicht und Kern einen Einfluss auf den Abminderungsfaktor. Der Einfluss dieser Parameter wurde

ebenfalls untersucht. Die Berechnungen wurden an Modellen mit einer Wellenlänge von 80 mm durchgeführt. Dies entspricht etwa der Länge mit der ungünstigsten Auswirkung auf die Tragfähigkeit. Die Ergebnisse können daher auf der sicheren Seite liegend sowohl auf größere als auch auf kleinere Wellenlängen übertragen werden. Als Tiefe der Imperfektion wurden 2 mm verwendet. Diese Größe ist bereits mit bloßem Auge gut erkennbar und sollte daher üblicherweise nicht überschritten werden. Außerdem liegen die mit dieser Tiefe berechneten Werte etwa im Bereich der Versuchsergebnisse.

In den Berechnungen wurden die Streckgrenze und die Dicke des Deckblechs sowie die Werkstoffkennwerte des Kernmaterials variiert. Durch die Variation der Blechdicke findet auch eine Variation der Biegesteifigkeit der Deckschicht statt. Alle Berechnungsergebnisse sowie die sich daraus ergebenden Abminderungsfaktoren χ_K sind in Anhang F zusammengefasst.

In Abbildung 7.29 ist die Vergleichsspannung im Deckblech bei Erreichen der Tragfähigkeit dargestellt. Die Kennwerte der abgebildeten Elemente sind identisch, lediglich die Dicke der Deckschicht wurde variiert. Dies resultiert in einer Änderung der Knicklänge. Der maximal beanspruchte Bereich im Deckblech entfernt sich mit zunehmender Knicklänge von der Lasteinleitungskante. Der Einfluss der Unebenheit nimmt daher ab. Die Tragfähigkeit und damit der Abminderungsfaktor χ_K nehmen also mit zunehmender Knicklänge zu.

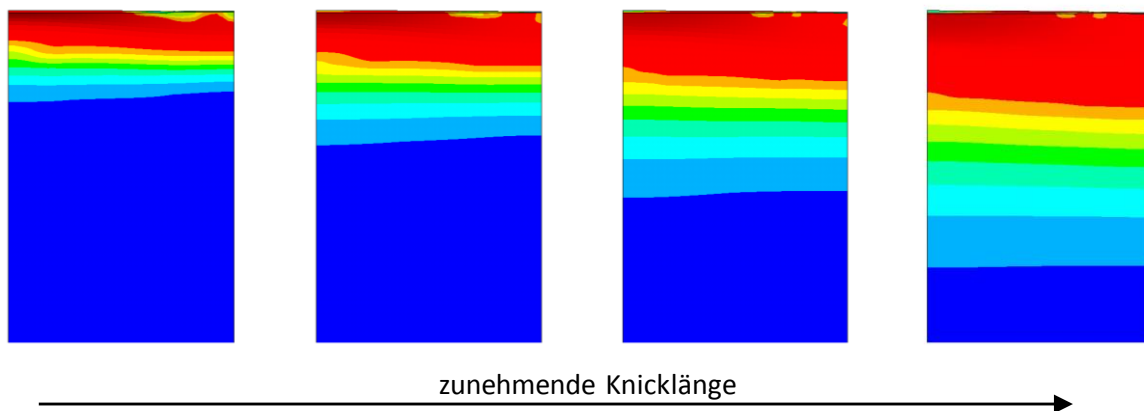


Abbildung 7.29: Einfluss der Knicklänge auf die Spannungen

Zusätzlich zur Knicklänge ist der Abminderungsfaktor χ_K von der Streckgrenze und vom Elastizitätsmodul der Deckschicht abhängig. Daher wurden die in den numerischen Berechnungen ermittelten Abminderungsfaktoren mit dem Bezugsschlankheitsgrad λ_1 (Gleichung (7.24)) normiert. Auf Abbildung 7.30 sind die normierten Abminderungsfaktoren in Abhängigkeit von der Knicklänge dargestellt. Es ergibt sich ein näherungsweise linearer Zusammenhang.

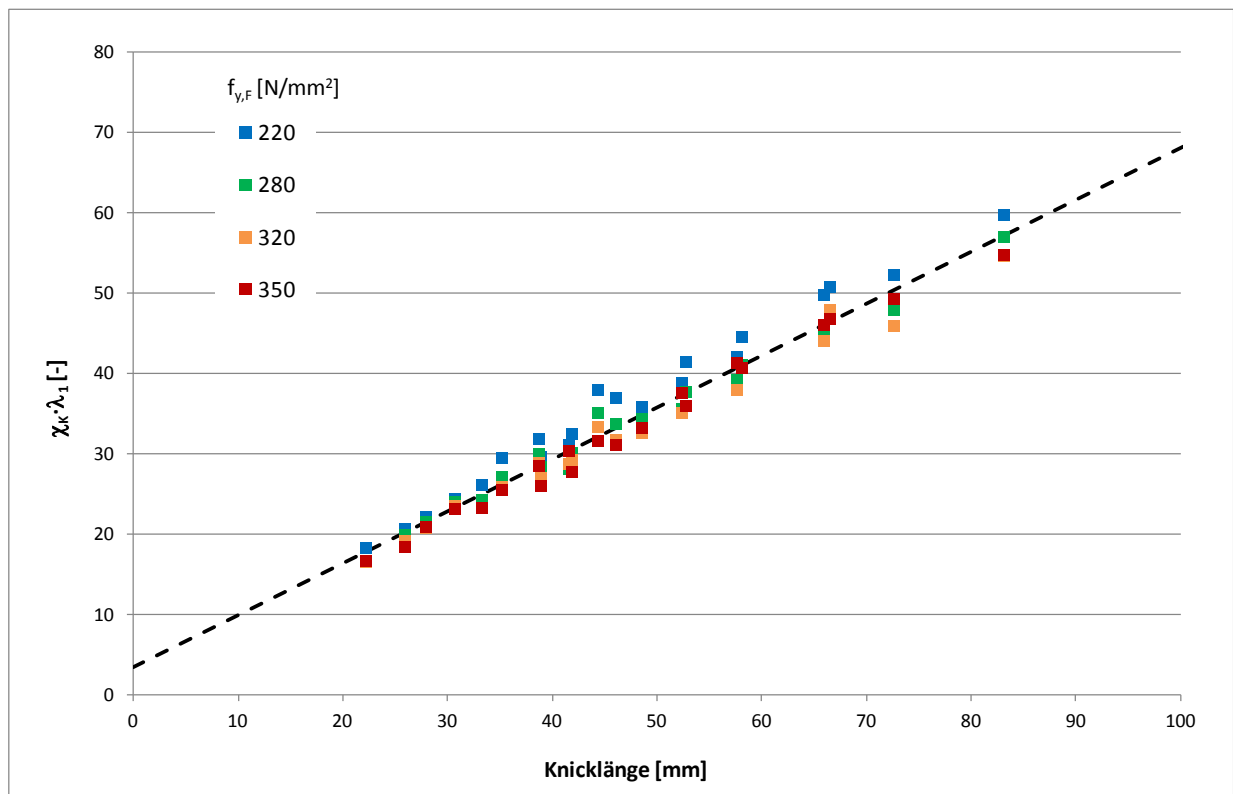


Abbildung 7.30: Normierte Abminderungsfaktoren

Ebenfalls in Abbildung 7.30 abgebildet ist die durch Gleichung (7.33) beschriebene Näherungsgerade.

$$\chi_K \cdot \lambda_1 = 3,35 + 0,64 \frac{1}{\text{mm}} \cdot a_c \quad (7.33)$$

mit

a_c Knicklänge nach Gleichung (7.20)

Um die Normierung mit dem Bezugsschlankheitsgrad zu überprüfen, wurden zusätzlich zu den oben aufgeführten Berechnungen einige Berechnungen für Sandwichelemente mit Deckschichten aus Aluminium durchgeführt. Diese sind ebenfalls in Anhang F dokumentiert. Dadurch stehen nicht nur Abminderungsfaktoren für unterschiedliche Streckgrenzen, sondern auch für unterschiedliche Elastizitätsmodule zur Verfügung. Im Diagramm auf Abbildung 7.31 sind diese zusammen mit den Ergebnissen für Deckschichten aus Stahl dargestellt. Die Gegenüberstellung zeigt, dass eine Normierung des Abminderungsfaktors mit dem Bezugsschlankheitsgrad zutreffend ist.

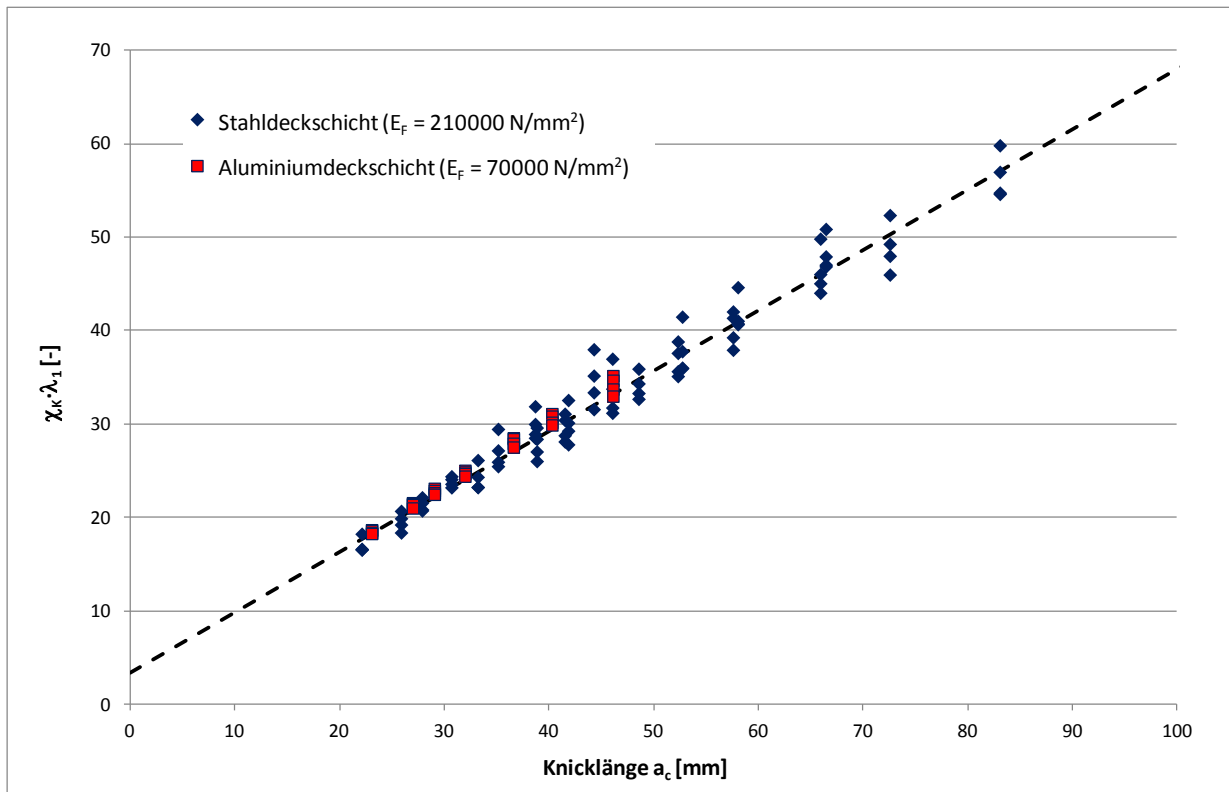


Abbildung 7.31: Abminderungsfaktoren für Deckschichten aus Stahl und Aluminium

Durch Umformen von Gleichung (7.33) erhält man Gleichung (7.34), mit der der Abminderungsfaktor χ_K zur Berücksichtigung unebener Schnittkanten abgeschätzt werden kann:

$$\chi_K = \frac{1}{\lambda_1} \cdot \left(3,38 + 0,65 \frac{1}{\text{mm}} \cdot a_c \right) \quad (7.34)$$

Mit Gleichung (7.34) wird der Mittelwert des Abminderungsfaktors berechnet. Bei der Bemessung der Lasteinleitungsstelle sollte jedoch auch die Streuung berücksichtigt werden. Die Bemessung erfolgt dann nicht mit dem Mittelwert, sondern mit dem charakteristischen Wert. Zur Bestimmung des charakteristischen Wertes wurde der aus den Versuchen bestimmte Variationskoeffizient (vgl. Abschnitt 7.4.1) herangezogen. Entsprechend EN 1990 ergibt sich damit aus dem Mittelwert $\chi_{K,mean}$ der charakteristische Wert $\chi_{K,k}$ zu:

$$\chi_{K,k} = \chi_{K,mean} \cdot (1 - k_n \cdot V_x) = 0,74 \cdot \chi_{K,mean} \quad (7.35)$$

Abbildung 7.32 zeigt einen Vergleich zwischen den Versuchsergebnissen und den berechneten Werten. Bei zwei der geprüften Elementtypen ist die Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung sehr gut. Bei den beiden übrigen Elementtypen liegt die Abweichung der Versuchsergebnisse von den berechneten Werten ungefähr bei 20 % bis 30 %. Jedoch liegen die berechneten Werte auf der sicheren Seite. Dies liegt vermutlich daran, dass die Unebenheit der Lasteinleitungskante im Versuch kleiner war, als in den numerischen Untersuchungen, aus denen die Berechnungsformeln abgeleitet wurden, angenommen.

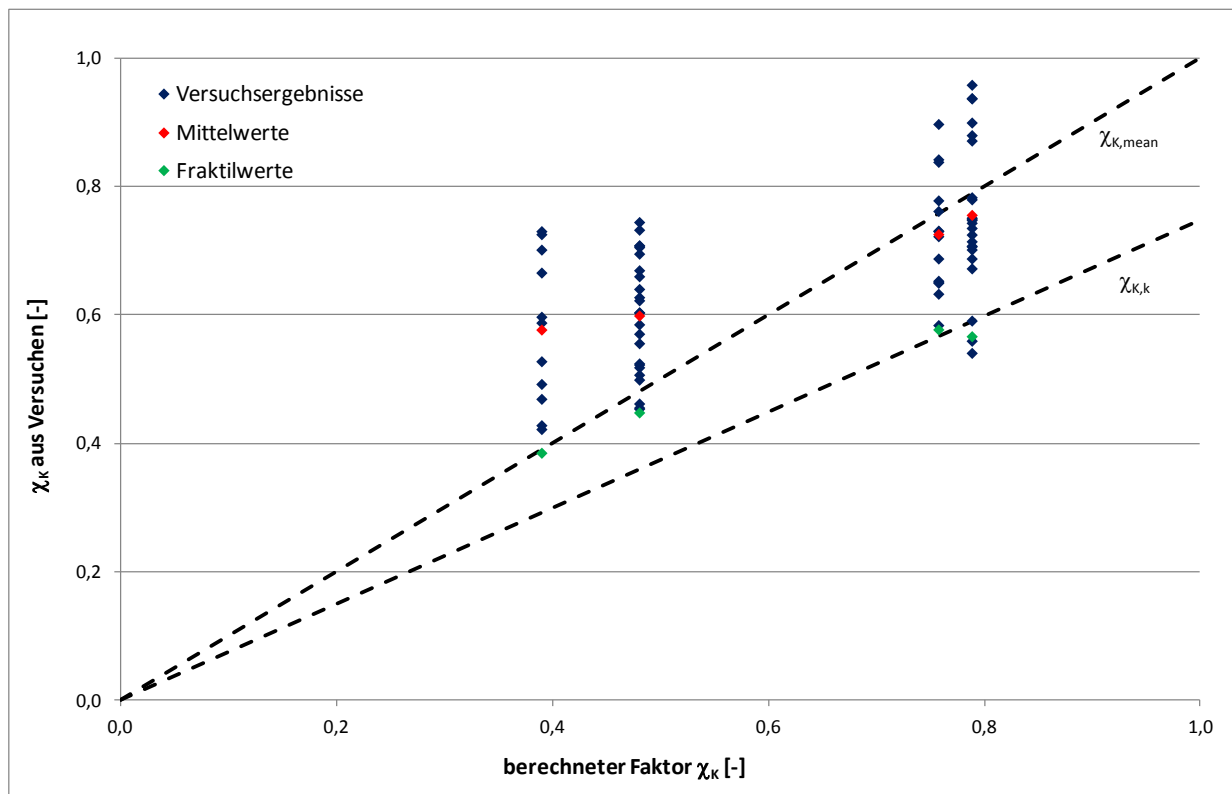


Abbildung 7.32: Vergleich zwischen Versuchsergebnissen und Berechnung

7.5 Ermittlung der Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle

Das im vorliegenden Kapitel entwickelte Verfahren zur Ermittlung der lokalen Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle wird im Folgenden kurz zusammengefasst:

In Abschnitt 7.3 wurde gezeigt, dass die Knicklinien entsprechend EN 1993-1-1 auch für die Deckschichten von Sandwichelementen verwendet werden können. Die Knitterspannung σ_w einer Deckschicht wird üblicherweise in Biegeversuchen ermittelt. Aus der Knitterspannung kann die Tragfähigkeit σ_c an der Lasteinleitungsstelle für eine ideal ebene Kante bestimmt werden. Dazu muss zunächst der Imperfektionsbeiwert α aus der Knitterspannung rückgerechnet werden:

$$\alpha = \frac{1 + \chi_w \cdot \bar{\lambda}_w^2 \cdot (\chi_w - 1) - \chi_w}{\chi_w \cdot (\bar{\lambda}_w - 0,2)} \geq 0 \quad (7.36)$$

mit

$$\chi_w = \frac{\sigma_w}{f_{y,F}} \quad (7.27)$$

$$\bar{\lambda}_w = \sqrt{\frac{f_{y,F}}{\sigma_{cr,w}}} \quad (7.25)$$

$$\sigma_{cr,w} = \frac{1}{A_F} \cdot \sqrt[3]{6 \cdot EI_F \cdot G_C \cdot E_C} \quad (7.12)$$

Zur Berechnung der elastischen Beullast $\sigma_{cr,w}$ werden der Elastizitäts- und der Schubmodul des Kernwerkstoffs benötigt. Diese werden in Versuchen an Kleinkörpern entsprechend EN 14509 ermittelt. Die Biegesteifigkeit EI_F wird aus der Geometrie der Deckschicht berechnet, wobei eine eventuell vorhandene Linierung berücksichtigt wird.

Ist der Imperfektionsbeiwert für die betrachtete Deckschicht bekannt, kann über die zugehörige Knicklinie der Abminderungsfaktor χ_c für das Versagen an der Lasteinleitungsstelle ermittelt werden:

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_c^2}} \leq 1 \quad (7.37)$$

$$\phi = 0,5 \cdot \left(1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda}_c - 0,2) + \bar{\lambda}_c^2 \right) \quad (7.38)$$

mit

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{2} \cdot \bar{\lambda}_w \quad (7.26)$$

Der aus der Knitterspannung ermittelte Imperfektionsbeiwert α und damit auch der Abminderungsfaktor χ_c berücksichtigt alle die Knitterspannung in Feldmitte beeinflussenden Imperfektionen wie Vorverformungen und Unregelmäßigkeiten im Verbund zwischen Deckschicht und Kern. Ausschließlich an der Lasteinleitungsstelle vorhandene Imperfektionen, welche aus einer unebenen Schnittkante resultieren, führen zu einer zusätzlichen Reduktion der Tragfähigkeit. Dies wird durch den Abminderungsfaktor χ_K erfasst. Der charakteristische Wert des Abminderungsfaktors berechnet sich nach Gleichung (7.39).

$$\chi_{K,k} = \frac{1}{\lambda_1} \cdot \left(2,50 + 0,48 \frac{1}{mm} \cdot a_c \right) \quad (7.39)$$

mit

$$a_c = 1,15 \cdot \pi \cdot \sqrt[6]{\frac{9 \cdot EI_F^2}{2 \cdot G_C \cdot E_C}} \quad (7.20)$$

$$\lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{\frac{E_F}{f_{y,F}}} \quad (7.24)$$

Die Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle berechnet sich schließlich unter Berücksichtigung der unebenen Schnittkante zu:

$$\sigma_{c,UE} = \chi_{K,k} \cdot \chi_c \cdot f_{y,F} \quad (7.40)$$

8 Zusammenfassung

Sandwichelemente werden meist als selbsttragende Bauteile eingesetzt; die Elemente werden nur durch Querlasten beansprucht und leiten diese an ihre Unterkonstruktion weiter. Für diesen Anwendungsbereich sind alle benötigten Bemessungsansätze verfügbar und bauaufsichtliche Regelungen vorhanden. Aufgrund ihrer großen Tragfähigkeit und Steifigkeit bei Beanspruchung durch Schub in Elementebene und bei axialer Beanspruchung können Sandwichelemente jedoch auch über den Anwendungsbereich als Gebäudehülle hinaus weitere Funktionen übernehmen. Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit ermöglichen die Bemessung von tragenden, d.h. von zur Aussteifung und Lastabtragung eingesetzten, Sandwichelementen.

Werden Sandwichelemente zur Stabilisierung ihrer Unterkonstruktion oder zum Abtragen von horizontalen Lasten herangezogen, resultiert dies in einer Beanspruchung durch Schub in Elementebene. Mechanische Modelle, die das Tragverhalten der Elemente unter dieser Beanspruchung beschreiben, sind zwar im Schrifttum vorhanden, jedoch sind nicht die Elemente selbst, sondern ihre Verbindungen maßgebend. Im Rahmen der Arbeit wurde ein Ansatz zur rechnerischen Ermittlung der Steifigkeit und der Tragfähigkeit direkter Befestigungen von Sandwichelementen auf einer Stahlunterkonstruktion entwickelt. Hierfür wurden Versuche zur Ermittlung der Einzelsteifigkeiten der einzelnen Komponenten einer Verbindung sowie Validierungsversuche an Gesamtverbindungen durchgeführt. Somit ist es möglich die Schubsteifigkeit des Systems aus Sandwichelementen und den zugehörigen Verbindungen bei der Bemessung der Unterkonstruktion rechnerisch anzusetzen und die Verbindungen für die durch die Schubbeanspruchung entstehenden Kräfte zu bemessen. Dies führt oftmals zu einer wesentlich wirtschaftlicheren Bemessung der Unterkonstruktion.

Werden Sandwichelemente in rahmenlosen Konstruktionen verwendet, d.h. wird gänzlich auf eine Unterkonstruktion verzichtet, resultieren aus horizontalen Beanspruchungen ebenfalls Schubbeanspruchungen in der Ebene der Sandwichelemente. Auch hier sind die Verbindungen für das Tragverhalten maßgebend und müssen entsprechend bemessen werden. Die entsprechenden Lastabtragungsmechanismen wurden erläutert. Für einige Wand- und Dachkonfigurationen wurden außerdem Handrechenverfahren entwickelt, mit denen die Kräfte in den Verbindungen vergleichsweise einfach ermittelt werden können.

Vertikale Lasten werden in rahmenlosen Konstruktionen über die Wandelemente abgetragen. Zusätzlich zu eventuell vorhandenen Biegemomenten werden diese daher durch Axialkräfte beansprucht. In der vorliegenden Arbeit wurde basierend auf Versuchen und numerischen Berechnungen ein Bemessungsansatz für axial beanspruchte Sandwichelemente erarbeitet. Dieser erfasst auch die Effekte aus dem Langzeitverhalten des Kernmaterials. Dazu wurden die Bemessungsansätze für biegebeanspruchte Sandwichelemente erweitert. Diese Vorgehens-

weise hat den Vorteil, dass, um axiale Beanspruchungen beim Tragfähigkeitsnachweis berücksichtigen zu können, keine zusätzlichen Kennwerte ermittelt werden müssen. Die aus der Bemessung bei reiner Biegebeanspruchung ohnehin bekannten Werte sind auch dann ausreichend, wenn zusätzlich Axialkräfte wirken.

Neben der globalen Tragfähigkeit bei axialer Beanspruchung wurde auch die lokale Tragfähigkeit an der Lasteinleitungsstelle, an der die Auflasten aus dem Dach als Normalkraft in die Deckschicht der Wandelemente eingeleitet werden, untersucht. Anhand von experimentellen und numerischen Untersuchungen wurde ein Ansatz zur rechnerischen Ermittlung der Tragfähigkeit bei direkter Einleitung der Normalkräfte in die Schnittkante entwickelt. Als Basis für die Bemessung dient die Knitterspannung in Feldmitte. Es werden daher auch hier keine Kennwerte benötigt, die nicht ohnehin aus der Bemessung biegebeanspruchter Sandwichelemente bekannt sind.

In der vorliegenden Arbeit wurden lediglich die aktuell auf dem Markt verfügbaren Sandwichelemente und Verbindungen untersucht, welche eigentlich für die Verwendung als selbsttragende Bauteile vorgesehen sind. Es ist jedoch durchaus vorstellbar, die Elemente und Verbindungen für den Einsatz als tragendes Bauteil zu modifizieren:

Da in Schubfeldern aus Sandwichelementen stets die Verbindungen für Steifigkeit und Tragfähigkeit maßgebend sind, wäre hier eine Verstärkung der Sandwichelemente im Bereich der Verbindungen, d.h. an den Elementrändern, sinnvoll. Dies könnte z.B. durch die Integration von verstärkenden Profilen in den Elementrändern erfolgen. Hierbei müsste jedoch berücksichtigt werden, dass durch die Verstärkungen keine zusätzlichen unerwünschten Wärmebrücken entstehen. Um dies zu verhindern, wäre eventuell die Verwendung von glasfaserverstärktem Kunststoff möglich. Eine weitere Möglichkeit ist, nicht die Sandwichelemente selbst, sondern die Verbindungen zu optimieren. Hier wäre die Verwendung von geklebten Verbindungen, wodurch die Einleitung der Lasten nicht mehr punktuell erfolgen würde, oder auch eine Kombination von mechanischen und geklebten Verbindungen vorstellbar.

In rahmenlosen Konstruktionen ist die Tragfähigkeit der axial beanspruchten Wandelemente hauptsächlich von der Lasteinleitungsstelle abhängig. Eine weitere Untersuchung und Optimierung des Lasteinleitungsdetails würde daher in fast allen Fällen zu einer Steigerung der Tragfähigkeit der Wandelemente führen. Die vergleichsweise geringe Tragfähigkeit des hier untersuchten Details resultiert hauptsächlich daraus, dass die Beanspruchung direkt in die Schnittkante der Deckschicht eingeleitet wird. Die Tragfähigkeit könnte daher erheblich gesteigert werden, wenn zur Lasteinleitung z.B. ein mit der Deckschicht verbundenes Winkelprofil verwendet wird. Für die Verbindung zwischen Deckschicht und Winkelprofil wäre eventuell ebenfalls eine geklebte Verbindung sinnvoll. Um das eher problematische Herstellen der geklebten Verbindung auf der Baustelle zu vermeiden, könnten diese Profile auch bereits im Herstellwerk angebracht werden.

9 Schrifttum

- [1] Alber, D.: Das Knicken elastisch gebetteter Balken. Bauingenieur 82 (2007), S.95-102.
- [2] Allen, H.G.: Analysis and design of structural sandwich panels. Pergamon Pr., Oxford, 1969.
- [3] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-14.1-4: Verbindungselemente zur Verbindung von Bauteilen im Metallleichtbau, Deutsches Institut für Bautechnik, 2011
- [4] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-14.4-407: Gewindeformende Schrauben zur Verbindung von Sandwichelementen mit Unterkonstruktionen aus Stahl und Holz, Deutsches Institut für Bautechnik, 2007
- [5] Baehre, R., Kech, J: Knitterspannungen, Langzeitverhalten und Scheibenwirkung von Sandwich-Elementen aus Polyurethan-Hartschaum und Stahldeckschichten – Teil II: Experimentelle Ermittlung der aufnehmbaren Knitterspannung von ebenen und leicht profilierten Stahldeckschichten (Projekt P139/05/84). Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Stahl und Eisen e.V., Düsseldorf, 1988.
- [6] Baehre, R., Ladwein, Th.: Tragfähigkeit und Verformungsverhalten von Scheiben aus Sandwichelementen und PUR-Hartschaumkern (Projekt 199). Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 1994.
- [7] Berner, K.: Erarbeitung vollständiger Bemessungsgrundlagen im Rahmen bautechnischer Zulassungen für Sandwichbauteile. – Teil 1: Berechnungsgrundlagen in Form von Rechenhilfen für alle relevanten Lastfälle und statischen Systeme. Forschungsbericht Fachhochschule Mainz, 1994.
- [8] Berner, K.: Selbsttragende und aussteifende Sandwichbauteile – Möglichkeiten für kleinere und mittlere Gebäude. Stahlbau 78 (2009), S. 298-307.
- [9] Berner, K., Kurpiela, A., Pfaff, U.: SandFlat – Entwicklung und Erforschung von Sandwichelementen für Flachdacheindeckungen. Fraunhofer IRB Verlag, 2009.
- [10] CUAP 06.02/07: Fastening screws for metal members and sheeting. EOTA, 2008.
- [11] CUAP 06.02/12: Fastening Screws for Sandwich Panels. EOTA, 2010.
- [12] Davies, J.M., Bryan E.R.: Manual of stressed skin diaphragm design. Granada Publishing Limited, 1982.
- [13] Davies, J.M.: Axially loaded sandwich panels. Journal of Structural Engineering, 133 (1987), S. 2212-2230.
- [14] Davies, J.M.: Lightweight Sandwich Construction. Blackwell Science, Oxford, 2001.
- [15] DeMatteis, G.: The effect of cladding panels in steel buildings under seismic actions. Università degli Studi di Napoli Federico II, Facoltà di Ingegneria, Neapel 1998.

- [16] Dürr, M.: Die Stabilisierung biegedrillknickgefährdeter Träger durch Sandwichelemente und Trapezbleche. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 5. Folge Heft 16, Karlsruhe, 2008.
- [17] Engesser, F.: Die Knickfestigkeit gerader Stäbe. Zentralblatt der Bauverwaltung 11 (1891), S. 483-486.
- [18] ETA-10/0020: Befestigungsschrauben für Metallbauteile und Bleche: Befestigungsschrauben BI und CF. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010.
- [19] ETA-10/0184: Befestigungsschrauben für Bauteile und Bleche aus Metall: Befestigungsschrauben Zebra Pias, Zebra Piasta und FABA®. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010.
- [20] ETA-10/0198: Befestigungsschrauben für Bauteile und Bleche aus Metall: Befestigungsschrauben SFS. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010.
- [21] ETA-10/0199: Befestigungsschrauben für Bauteile und Bleche aus Metall: Befestigungsschrauben MAGE TOPEX. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010.
- [22] ETA-10/0200: Befestigungsschrauben für Bauteile und Bleche aus Metall: Befestigungsschrauben JA, JB, JT, JZ und JF. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010.
- [23] ETA-13/0177: Befestigungsschrauben für Sandwichelemente. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2013.
- [24] ETA-13/0182: Befestigungsschrauben für Sandwichelemente. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2013.
- [25] ETA-13/0183: Befestigungsschrauben für Sandwichelemente: SX, SXC, SXCW, SDT, SDTW, SWTZ, SXW, TDA, TDB. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2013.
- [26] ETA-13/0210: Befestigungsschrauben für Sandwichelemente: Sandwichschrauben Zebra Piasta und FABA. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2013.
- [27] ETA-13/0211: Befestigungsschrauben für Sandwichelemente: Sandwichpaneelschrauben IPEX CF, BI, SA und SAX. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2013.
- [28] European Recommendations for the Application of Metal Sheeting acting as a Diaphragm, ECCS-Recommendation No. 88, 1995.
- [29] European recommendations for sandwich panels, Part I: Design. ECCS/CIB-Report – Publication 257, ECCS TWG 7.9 and CIB W056, 2000.
- [30] Ewert, E., Banke, F., Schulz, U., Wolters, M.: Untersuchungen zum Knittern von Sandwichelementen mit ebenen und gesickten Deckschichten. Stahlbau 70 (2001), S. 453-463.
- [31] Fischer, M.: Zum Kipp-Problem von kontinuierlich seitlich gestützten I-Trägern. Stahlbau 22 (1976), S. 120-124.
- [32] Hassinen, P., Misiak, Th.: Fixings of sandwich panels in building applications. Proceedings of the Nordic Steel Construction Conference 2009, Malmö, S. 263-271.

- [33] Hedman-Pétursson, E.: Column Buckling with Restraint from Sandwich Wall Elements. Department of Civil and Mining Engineering, Division of Steel Structures, Lulea University of Technology, 2001.
- [34] Heil, W.: Stabilisierung von biegedrillknickgefährdeten Trägern durch Trapezblechscheiben. Stahlbau 63 (1994), S. 169-178.
- [35] Hetény, M.: Beams on elastic foundation. The University of Michigan Press, 1983.
- [36] Hettmann, R.: Statische Auszugstragfähigkeit gewindeformender Schrauben in Metallkonstruktionen. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 5. Folge Heft 16, Karlsruhe, 2006.
- [37] Hunt, G.W., Da Silva, L.S., Manzacchi, G.M.E.: Interactive Buckling in Sandwich Structures. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol. 417, 1988, S. 155-177.
- [38] Jungbluth, O.: Verbund- und Sandwichtragwerke. Springer-Verlag, 1986.
- [39] Käpplein S., Misiek Th.: Stabilisation of beams by sandwich panels - Stabilisation of beams by torsional restraint. Bericht D3.3 - part 1, Projekt EASIE, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe, 2011.
- [40] Käpplein, S.; Berner, K.; Ummenhofer, T.: Stabilisierung von Bauteilen durch Sandwichelemente. Stahlbau 81 (2012), S. 951-958.
- [41] Käpplein, S.; Misiek, Th., Ummenhofer, T.: Aussteifung und Stabilisierung von Bauteilen und Tragwerken durch Sandwichelemente. Stahlbau 79 (2010), S. 336-344.
- [42] Käpplein, S.; Misiek, Th.: Stabilisierung von Bauteilen durch Sandwichelemente - Kopplung mit quasi-starren Auflagern. Stahlbau 82 (2013), S. 828-832.
- [43] Kathage K., Lindner, J., Misiek, Th., Schilling S.: A proposal to adjust the design approach for the diaphragm action of shear panels according to Schardt and Strehl in line with European regulations. Steel construction 6 (2013), S. 107-116.
- [44] Klee, S., Seeger, T.: Vorschlag zur vereinfachten Ermittlung von zulässigen Kräften für Befestigungen von Stahltrapezblechen. Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt, Heft 33, Darmstadt, 1979.
- [45] Klein, M.: Sandwichelemente – Verwendung nach Ablauf der Koexistenzperiode. DIBt Mitteilungen 2/2011, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2011.
- [46] Lange, J., Berner, K.: Sandwichelemente im Hochbau. Stahlbau-Kalender 2010, Ernst und Sohn, Berlin, 2010.
- [47] Lange, J., Berner, K., Hörnel-Metzger, B.: Wandscheibentragfähigkeit von Sandwichelementen. Stahlbau 80/2011, S. 673-677.
- [48] Lange, J., Rack, W., Kurpiela, A., Rädels, F., Hörnel-Metzger, B.: Stahlleichtbau mit Verbundelementen. Stahlbau 79 (2010), S. 720-728.
- [49] Lindner, J., Scheer, J., Schmidt, H.: Stahlbauten – Erläuterungen zur DIN 18800 Teil 1 bis Teil 4. 3. Auflage, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1998.

- [50] Mai, Y.M.: Performance evaluation of sandwich panels subjected to bending, compression and thermal bowing. *Matériaux et Constructions* 13 (1980), S. 159-68.
- [51] Metall–Polyurethan (PUR)–Sandwichelemente. IFBS-Info 3.03, 2009.
- [52] Misiak, Th., Saal, H., Kathage, K.: Durchknöpffragfähigkeit der Befestigungsmittel von Sandwichelementen bei direkter Befestigung. *Stahlbau* 77 (2008), S 352-359.
- [53] Misiak, Th., Ummenhofer, T.: Crest-fixing of profiled sandwich panels without saddle washers. *Proceedings of Advances in Steel and Aluminum Structures*, Research Publishing Services, Singapore 2011, S. 515–521.
- [54] Misiak, Th., Käpplein, S., Saal, H., Ummenhofer, T., Hettmann, R.: Rechnerische Ermittlung der Tragfähigkeit der Befestigung von Sandwichelementen. *Bauingenieur* 86 (2011), S. 418-424.
- [55] Möller, R., Pöter, H., Schwarze, K.: Planen und Bauen mit Trapezprofilen und Sandwichelementen, Band 1: Grundlage, Bauweisen, Bemessung mit Beispielen. Ernst und Sohn, Berlin, 2004.
- [56] Möller, R., Pöter, H., Schwarze, K.: Planen und Bauen mit Trapezprofilen und Sandwichelementen, Gestaltung, Planung, Ausführung. Ernst und Sohn, Berlin, 2011.
- [57] Möller, R.: Wand- und Deckenkonstruktionen im Kühlhausbau. *Stahlbau* 81 (2012), S. 922-930.
- [58] Plantema, F.J.: *Sandwich Construction - The Bending and Buckling of Sandwich Beams, Plates and Shells*. New York: Wiley, 1966.
- [59] Preliminary European Recommendations for the Testing and Design of Fastenings for Sandwich Panels. ECCS publication No. 127, 2009.
- [60] Riedeburg, K.: Untersuchungen zum wirtschaftlichen Einsatz von Sandwichelementen in Dächern und Wänden. Institut für Stahlbau Leipzig GmbH, Leipzig 1994.
- [61] Schardt, R., Strehl, C.: Theoretische Grundlagen für die Bestimmung der Schubsteifigkeit von Trapezblechscheiben – Vergleich mit anderen Berechnungsansätzen und Versuchsergebnissen. *Stahlbau* 45 (1976), S. 97-108.
- [62] Schardt, R., Strehl, C.: Stand der Theorie zur Bemessung von Trapezblechscheiben. *Stahlbau* 49 (1980), S. 325-334.
- [63] Seidel, F.: Scheibentragverhalten von Trapezprofilen ohne Schubfeldausbildung. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2010.
- [64] Stamm, K., Witte, H.: *Sandwichkonstruktionen – Berechnung, Fertigung, Ausführung*. Springer-Verlag, 1974.
- [65] Stamm, K.: Berechnung der Knitterspannung von ebenen und trapezprofilierten Sandwichplatten. HOESCH Berichte aus Forschung und Entwicklung unserer Werke, Heft 4/70, S. 173-184.
- [66] Stahl-Mineralwolle (MW)-Sandwichelemente. IFBS-Info 3.04, 2011.

-
- [67] Taras, A., Greiner, R.: Development of consistent buckling curves for torsional and lateral-torsional buckling. *Steel Construction* 1 (2008), S. 42-50.
- [68] The Testing of Connections with mechanical Fasteners in Steel Sheeting and Sections, ECCS publication No. 124, 2009.
- [69] Wadee, M.A.: Experimental Evaluation of Interactive Buckle Localization in Compression Sandwich Panels. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 1 (1999); S. 230-254.
- [70] Winkler, E.: Die Lehre von der Elasticitaet und Festigkeit mit besonderer Rücksicht auf ihre Anwendung in der Technik für polytechnische Schulen, Bauakademien, Ingenieure, Maschinenbauer, Architecten, etc., Band 1. Prag, 1868.
- [71] Wölfel, E.: Nachgiebiger Verbund – Eine Näherungslösung und deren Anwendungsmöglichkeiten. *Stahlbau* 56 (1987), S. 173-180.
- [72] Wolters, M., Banke, F., Ewert, E., Schulz, U.: Untersuchungen zum Knittern von imperfekten Sandwichelementen. *Stahlbau* 71 (2002), S. 253-262.

10 Normen

- [N1] DIN EN 10088-1:2005: Nichtrostende Stähle – Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle.
- [N2] DIN EN 10143:1993: Kontinuierlich schmelztauchveredeltes Blech und Band aus Stahl – Grenzabmaße und Formtoleranzen.
- [N3] DIN EN 10346:2009: Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl – Technische Lieferbedingungen.
- [N4] DIN EN 14509:2007: Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten - Werkmäßig hergestellte Produkte - Spezifikationen.
- [N5] DIN EN 14509:2013: Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten - Werkmäßig hergestellte Produkte - Spezifikationen.
- [N6] DIN 18800-2:2008: Stahlbauten – Teil 2: Stabilitätsfälle – Knicken von Stäben und Stabwerken.
- [N7] DIN 18807-1:1987: Trapezprofile im Hochbau – Stahltrapezprofile – Allgemeine Anforderungen, Ermittlung der Tragfähigkeitswerte durch Berechnung.
- [N8] DIN 18807-3:1987: Trapezprofile im Hochbau – Stahltrapezprofile – Festigkeitsnachweise und konstruktive Ausbildung.
- [N9] DIN EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010: Eurocode – Grundlagen der Tragwerksplanung.
- [N10] DIN EN 1991-1-3:2003 + AC:2009: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-3: Allgemeine Einwirkungen, Schneelasten.
- [N11] DIN EN 1991-1-3/NA:2010: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-3: Allgemeine Einwirkungen – Schneelasten.
- [N12] DIN EN 1991-1-4:2005: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen, Windlasten.
- [N13] DIN EN 1991-1-4/NA:2010: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen – Windlasten.
- [N14] DIN EN 1993-1-1:2005 + AC:2009: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.
- [N15] EN 1993-1-1/NA:2010: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.

[N16] DIN EN 1993-1-3:2006 + AC:2009: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche.

Anhang A

Prüfkörper

A1 Sandwichelemente

A1.1 Übersicht Sandwichelemente

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenndicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
A	PUR	100 mm	Stahl	0,50 mm	leicht profiliert

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenndicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
B ^{*)}	PUR	100 mm	Stahl	0,75 mm	leicht profiliert

^{*)} diskontinuierlich produziertes Element

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenndicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
C	EPS	100 mm	Stahl	0,60 mm	eben

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenndicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
E	MW	100 mm	Stahl	0,50 mm	leicht profiliert

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenn Dicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
F	PUR	60 mm	Stahl	0,75 mm	leicht profiliert

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenn Dicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
G	EPS	60 mm	Stahl	0,60 mm	eben

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenn Dicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
I	MW	60 mm	Stahl	0,60 mm	quasi-eben

Elementtyp	Kernmaterial	Dicke der Kernschicht	Material Deckschicht	Nenn Dicke Deckschicht	Profilierung Deckschicht
L	EPS	60 mm	GFK	1,8 mm	eben

A1.2 Querschnittsfläche und Trägheitsmoment der Deckschichten

Elementtyp	Fläche [mm ² /m]	Trägheitsmoment [mm ⁴ /m]
A	474	76,4
B	761	102,8
C	550	13,9
E	481	38,7

A1.3 Werkstoffkennwerte der Deckschichten

Elementtyp		Kernblechdicke t_{cor}	Streckgrenze R_{eH}	Zugfestigkeit R_m
		[mm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
A	Produktionsoberseite	0,474	-	404
		0,474	363	406
	Mittelwerte	0,47	363	405
	Produktionsunterseite	0,473	354	406
		0,471	362	400
	Mittelwerte	0,47	358	403
B	Produktionsoberseite	0,764	399	404
		0,765	398	402
	Mittelwerte	0,77	399	403
	Produktionsunterseite	0,761	401	401
		0,756	411	403
	Mittelwerte	0,76	406	402
C	Seite 1	0,538	409	458
		0,538	414	453
	Mittelwerte	0,54	412	456
	Seite 2	0,539	405	452
		0,542	406	454
	Mittelwerte	0,54	406	453
E	Seite 1	0,476	468	467
		0,471	453	469
	Mittelwerte	0,47	461	468
	Seite 2	0,474	470	477
		0,477	473	480
	Mittelwerte	0,48	472	479
F	Produktionsoberseite	0,696	-	-
		0,699	-	-
	Mittelwerte	0,70	-	-
	Produktionsunterseite	0,708	-	-
		0,691	-	-
	Mittelwerte	0,70	-	-
G	Seite 1	0,55	-	-
	Seite 2	0,54	-	-
I	Seite 1	0,54	-	-
	Seite 2	0,55	-	-

A1.4 Werkstoffkennwerte des Kernmaterials

A1.4.1 Festigkeiten

Elementtyp	Schubfestigkeit f_{Cv} [N/mm ²]	Druckfestigkeit f_{Cc} [N/mm ²]	Zugfestigkeit f_{Ct} [N/mm ²]
A	0,08	0,10	0,14
	0,09	0,10	0,15
	0,10	0,10	0,07
	-	-	0,11
	-	-	0,14
Mittelwert	0,09	0,10	0,12
B	0,10	0,19	0,19
	0,10	0,19	0,22
	0,13	0,17	-
	-	-	0,13
	-	-	0,25
	-	-	0,24
Mittelwert	0,11	0,18	0,21
C	0,11	0,15	0,18
	0,11	0,15	0,09
	0,90	0,15	0,18
	-	-	0,10
	-	-	0,21
	-	-	0,19
Mittelwert	0,10	0,15	0,16
E	0,08	0,08	0,12
	0,07	0,09	0,09
	0,08	0,09	0,11
	0,08	0,09	0,15
	0,08	0,10	0,11
	0,09	0,08	0,11
Mittelwert	0,08	0,09	0,12
F	0,15	0,15	0,14
	0,17	0,14	0,12
	0,16	0,15	0,17
	0,10	-	0,10
Mittelwert	0,15	0,15	0,11

Elementtyp	Schubfestigkeit f_{cv} [N/mm ²]	Druckfestigkeit f_{cc} [N/mm ²]	Zugfestigkeit f_{ct} [N/mm ²]
G	0,15	-	-
	0,14	-	-
	0,15	-	-
	0,14	-	-
Mittelwert	0,15	-	-
I	0,03	0,09	0,04
	0,03	0,09	0,02
	0,04	0,09	0,03
	0,04	-	0,03
	-	-	0,02
Mittelwert	0,04	0,09	0,03
L	0,13	-	-
	0,14	-	-
	0,14	-	-
	0,14	-	-
Mittelwert	0,14	-	-

A1.4.2 Module

Elementtyp	Schubmodul G_c [N/mm ²]	Druckmodul E_{cc} [N/mm ²]	Zugmodul E_{ct} [N/mm ²]	Schaummodul E_c [N/mm ²]
A	2,24	3,05	3,39	-
	1,71	3,14	3,31	-
	1,91	2,65	3,09	-
	-	-	3,16	-
Mittelwert	1,95	2,95	3,24	3,10
B	3,58	4,04	6,27	-
	3,51	3,52	6,23	-
	3,59	3,92	6,48	-
	-	-	6,60	-
	-	-	5,87	-
	-	-	6,65	-
Mittelwert	3,56	3,83	6,35	5,08

Elementtyp	Schubmodul G_C [N/mm ²]	Druckmodul E_{Cc} [N/mm ²]	Zugmodul E_{Ct} [N/mm ²]	Schaummodul E_C [N/mm ²]
C	4,32	6,03	11,45	-
	4,49	6,68	11,24	-
	3,72	6,43	10,73	-
	-	-	10,75	-
	-	-	9,93	-
	-	-	9,27	-
Mittelwert	4,18	6,38	10,56	8,47
E	10,62	7,60	12,08	-
	7,58	12,11	10,51	-
	10,14	10,15	13,32	-
	10,10	7,47	13,09	-
	10,09	10,27	12,17	-
	10,39	8,37	11,33	-
Mittelwert	9,82	9,33	12,08	10,71
F	3,97	3,19	4,89	-
	3,88	2,77	4,06	-
	3,64	3,78	3,45	-
	3,73	-	3,83	-
Mittelwert	3,81	3,25	4,06	3,66
G	5,83	-	-	-
	5,97	-	-	-
	5,83	-	-	-
	5,91	-	-	-
Mittelwert	5,89	-	-	-
I	2,14	3,36	4,06	-
	2,16	3,89	4,70	-
	2,39	3,42	5,06	-
	2,56	-	-	-
Mittelwert	2,31	3,22	4,60	3,91
L	10,62	-	-	-
	11,18	-	-	-
	11,46	-	-	-
	11,05	-	-	-
Mittelwert	11,08	-	-	-

A1.5 Knitterspannung

Element- typ	Lage ¹⁾	Element- dicke D	Element- breite B	Stützweite L	Kernblech- dicke t_{cor}	Versagens- last inkl. Eigenge- wicht ρ	Knitter- spannung σ_w
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kN/m]	[N/mm ²]
A	negativ	99,4	1176	5700	0,47	2,69	198
	positiv	99,3	1178	5700	0,47	2,75	203
B	negativ	98,9	1194	5700	0,77	4,41	200
	positiv	89,9	1195	5700	0,76	4,43	202
C	Seite 1	100,3	1196	5700	0,54	2,79	174
	Seite 2	100,2	1196	5700	0,54	2,76	177
E	Seite 1	99,4	999	5800	0,48	1,17	105
	Seite 2	99,5	999	5800	0,48	1,51	136
		99,4	1000	5800	0,48	1,69	151
F	negativ	60,5	400	4800	0,70	0,95	165
	positiv	60,5	402	4800	0,70	1,24	213

¹⁾ negativ = Produktionsoberseite

positiv = Produktionsunterseite

A2 Bleche und Hohlprofile für Versuche an Verbindungen

A2.1 Hohlprofile für Biegeversuche

Nennblechdicke t [mm]	Kernblechdicke t_{cor} [mm]	Streckgrenze $R_{eH}/R_{p0,2}$ [N/mm ²]	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]
2,00	1,81	332	398
3,00	2,75	380	446
4,00	4,12	467	523
5,00	4,88	469	531
6,00	5,70	401	457
8,00	7,80	392	539

A2.2 Bleche und Flachstähle für Versuche an Verbindungen

Nennblechdicke t [mm]	Kernblechdicke t_{cor} [mm]	Streckgrenze $R_{eH}/R_{p0,2}$ [N/mm ²]	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]
0,40	0,38	329	390
0,50	0,49	341	405
0,75	0,69	266	387
2,00	2,01	163	308
3,00	3,07	398	492
4,00	3,87	343	460
5,00	5,39	326	499
6,00	6,16	352	455
8,00	7,92	341	446

A3 Verbindungselemente

A3.1 Übersicht Verbindungselemente

A3.1.1 Anwendungsbereich

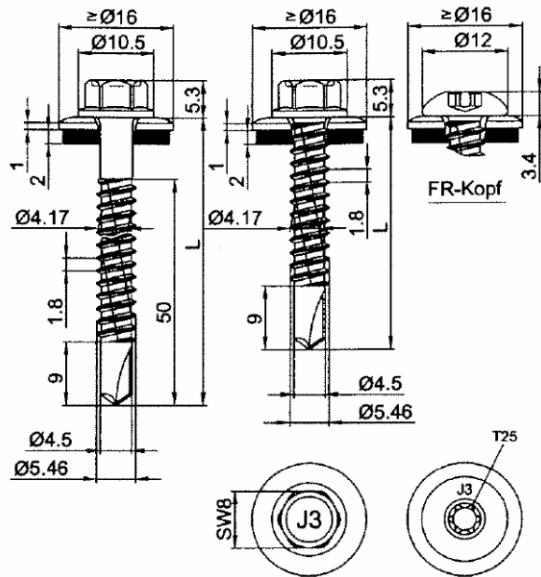
Verbindungselement	Anwendungsbereich
JT3-6-5,5x130	Bohrschraube Befestigung von Sandwichelementen auf einer Stahlunterkonstruktion
JT3-6-5,5x170	
JT3-12-5,5x138	
JT3-12-5,5x178	
JZ3-6,3x150	Gewindefurchende Schraube Befestigung von Sandwichelementen auf einer Stahlunterkonstruktion
JZ3-6,3x175	
JZ3-8,0x150	
SL2-S-4,8x22	Bohrschraube Verbindungen am Längsstoß
SL2-S-5,5x27	
SL2-S-L12-6,3x28	

A3.1.2 Nennwerte der Geometrie

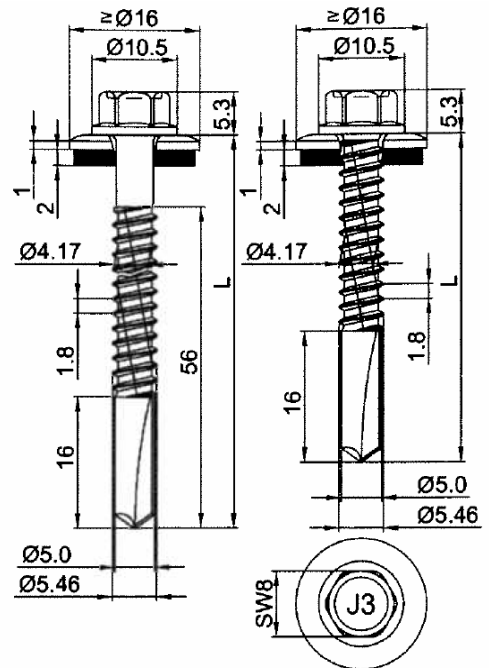
Verbindungselement	Außendurchmesser	Kerndurchmesser	Gewindesteigung	Durchmesser Bohrspitze	Länge der Bohrspitze	Dichtscheibe
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
JT3-6-5,5x130	5,46	4,17	1,8	4,5	9	22
JT3-6-5,5x170	5,46	4,17	1,8	4,5	9	16
JT3-12-5,5x138	5,46	4,17	1,8	5,0	16	16
JT3-12-5,5x178	5,46	4,17	1,8	5,0	16	16
JZ3-6,3x150	6,25	4,88	1,8	-	-	16
JZ3-6,3x175	6,25	4,88	1,8	-	-	16
JZ3-8,0x150	8,0	6,2	2,1	-	-	22
SL2-S-4,8x22	4,8	3,5	1,59	3,2	-	14
SL2-S-5,5x27	5,5	3,4	2,2	2,8	-	14
SL2-S-L12-6,3x28	6,3	4,5	1,95	3,9	10	14

A3.1.3 Abbildungen

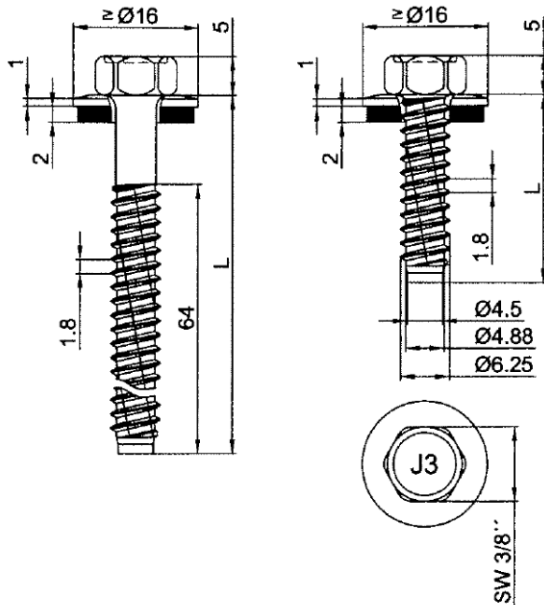
JT3-6-5,5xL [4]



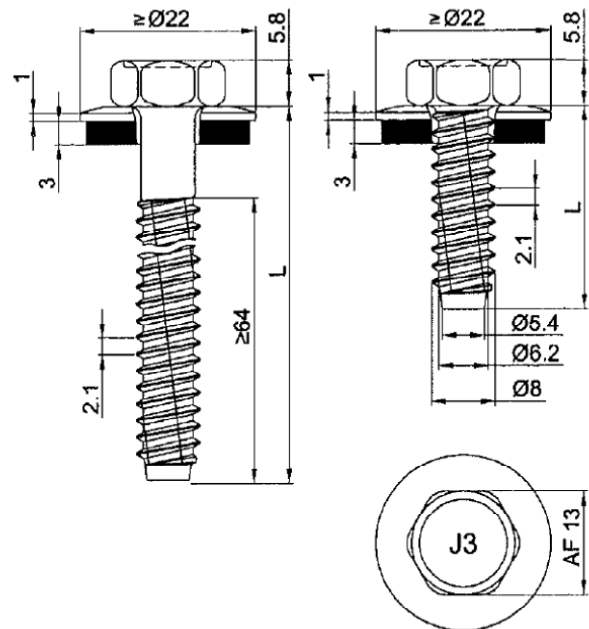
JT3-12-5,5xL [4]



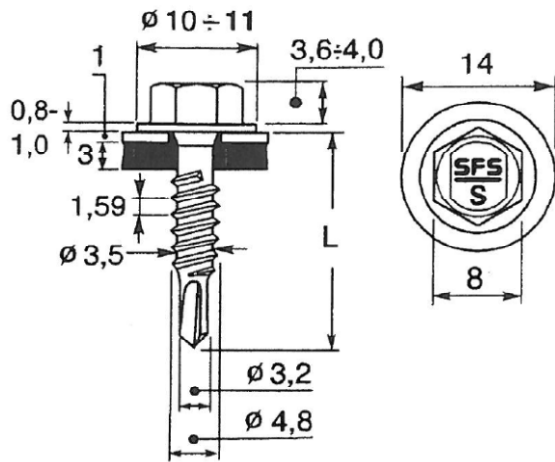
JZ3-6,3xL [4]



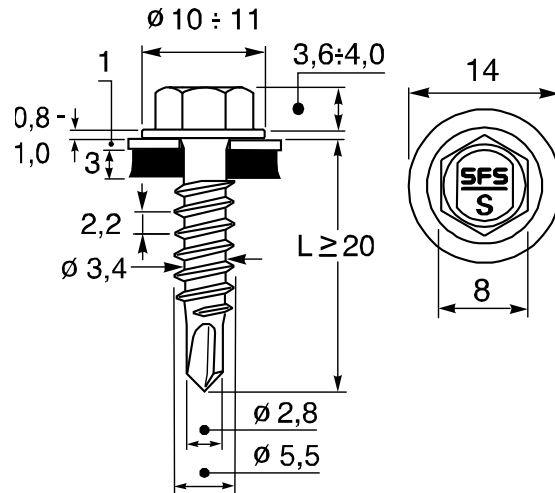
JZ3-8,0xL [3]



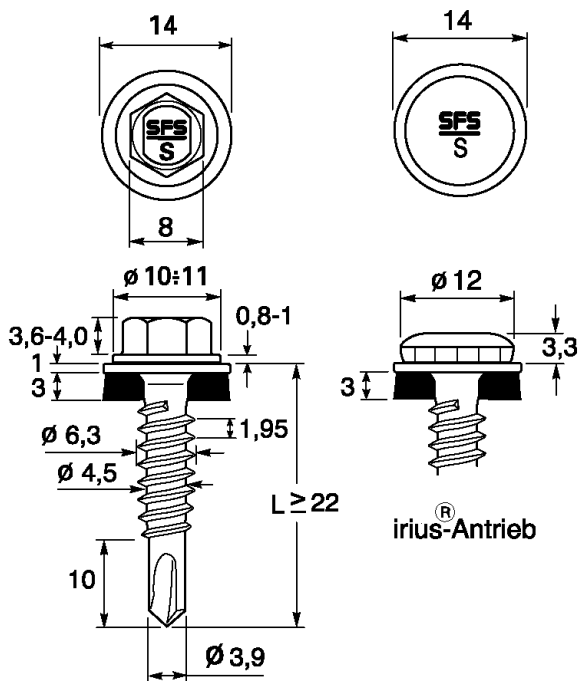
SL2-S-4,8xL [3]



SL2-S-5,5xL [3]



SL2-S-L12-6,3xL [3]



A3.2 Gemessene Geometrie

JT3-6-5,5x130

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	5,58	3,97	1,93	40,17	4,53	4,64	9,12
2	5,51	3,96	1,93	41,03	4,53	4,57	8,46
3	5,55	3,96	1,93	40,17	4,52	4,77	9,08
4	5,53	3,96	1,91	40,74	4,52	4,59	8,50
5	5,53	3,97	1,93	40,88	4,52	4,65	8,45
6	5,52	3,98	1,94	41,03	4,52	4,70	8,03
7	5,56	3,96	1,84	40,79	4,54	4,69	8,51
8	5,51	3,96	1,83	41,41	4,53	4,73	8,08
9	5,49	3,97	1,83	40,88	4,51	4,63	8,46
10	5,49	3,97	1,83	40,41	4,53	4,60	8,93
Mittelwerte	5,53	3,96	1,89	40,75	4,53	4,66	8,56

JT3-6-5,5x170

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	5,47	4,02	1,82	40,27	4,52	4,70	9,50
2	5,50	4,06	1,83	40,32	4,52	4,71	9,64
3	5,49	4,01	1,83	40,94	4,52	4,80	8,78
4	5,49	4,02	1,83	41,80	4,53	4,71	8,36
5	5,48	4,01	1,82	41,52	4,52	4,64	8,69
6	5,48	4,02	1,83	41,37	4,53	4,76	8,98
7	5,48	4,01	1,82	40,89	4,53	4,70	8,88
8	5,50	4,02	1,83	41,18	4,53	4,76	8,64
9	5,48	4,03	1,82	40,18	4,55	4,71	9,55
10	5,48	4,02	1,82	40,94	4,52	4,76	9,02
Mittelwerte	5,48	4,02	1,83	40,94	4,53	4,72	9,00

JT3-12-5,5x138

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	5,46	4,01	1,83	41,63	4,53	4,05	16,16
2	5,38	4,03	1,83	41,96	4,53	4,04	16,12
3	5,48	4,02	1,83	41,58	4,58	4,06	16,31
4	5,53	4,02	1,83	41,73	4,57	4,07	16,30
5	5,48	4,00	1,82	41,73	4,53	4,05	16,06
6	5,40	4,05	1,83	41,73	4,55	4,07	16,21
7	5,45	4,01	1,83	42,01	4,53	4,05	15,78
8	5,44	4,00	1,82	41,34	4,53	4,10	16,36
9	5,50	4,02	1,83	41,58	4,52	4,07	16,16
10	5,62	4,00	1,82	42,53	4,54	4,06	15,31
Mittelwerte	5,47	4,01	1,83	41,78	4,54	4,06	16,08

JT3-12-5,5x178

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	5,45	4,05	1,83	45,33	4,51	4,98	11,84
2	5,41	4,05	1,84	45,71	4,52	4,90	11,27
3	5,42	4,02	1,82	42,08	4,50	4,90	14,66
4	5,39	4,05	1,83	44,95	4,52	4,87	12,08
5	5,37	4,05	1,83	41,84	4,51	4,93	15,18
6	5,43	4,04	1,83	44,28	4,52	4,93	12,89
7	5,35	4,06	1,83	45,09	4,52	4,92	11,70
8	5,38	4,06	1,83	43,80	4,52	4,91	13,46
9	5,38	4,03	1,82	42,66	4,50	4,92	14,33
10	5,41	4,04	1,83	41,99	4,54	4,94	15,14
Mittelwerte	5,40	4,04	1,83	43,77	4,52	4,92	13,26

JZ3-6,3x150

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	6,23	4,76	1,83	64,16	5,26	4,51	-
2	6,31	4,78	1,82	64,44	5,26	4,47	-
3	6,22	4,78	1,82	65,04	5,27	4,47	-
4	6,22	4,78	1,82	64,75	5,24	4,51	-
5	6,28	4,72	1,82	64,52	5,25	4,51	-
6	6,23	4,75	1,82	65,67	5,24	4,42	-
7	6,24	4,73	1,82	64,37	5,25	4,51	-
8	6,30	4,73	1,82	64,90	5,23	4,47	-
9	6,25	4,79	1,82	65,18	5,26	4,47	-
10	6,25	4,76	1,82	65,37	5,24	4,47	-
Mittelwerte	6,25	4,76	1,82	64,84	5,25	4,48	-

JZ3-6,3x175

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	6,23	4,74	1,82	64,06	5,27	4,42	-
2	6,29	4,66	1,83	64,73	5,26	4,42	-
3	6,24	4,70	1,82	64,68	5,27	4,42	-
4	6,28	4,70	1,82	64,58	5,27	4,27	-
5	6,25	4,73	1,82	63,67	5,27	4,32	-
6	6,22	4,73	1,82	64,15	5,25	4,32	-
7	6,21	4,76	1,82	64,49	5,25	4,42	-
8	6,32	4,68	1,82	64,20	5,26	4,37	-
9	6,27	4,73	1,82	64,01	5,28	4,42	-
10	6,26	4,73	1,82	63,86	5,25	4,32	-
Mittelwerte	6,26	4,72	1,82	64,24	5,26	4,37	-

JZ3-8,0x150

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	7,95	6,14	2,14	64,36	6,79	5,43	-
2	7,93	6,12	2,13	64,31	6,80	5,48	-
3	7,96	6,13	2,14	64,16	6,81	5,29	-
4	7,97	6,12	2,13	63,59	6,79	5,43	-
5	7,95	6,13	2,14	64,16	6,81	5,48	-
6	7,99	6,13	2,14	64,21	6,82	5,48	-
7	7,95	6,13	2,13	64,26	6,82	5,48	-
8	7,93	6,11	2,13	64,31	6,82	5,38	-
9	8,02	6,12	2,13	65,17	6,80	5,48	-
10	7,95	6,12	2,13	64,31	6,82	5,43	-
Mittelwerte	7,96	6,12	2,13	64,28	6,81	5,44	-

SL2-S-4,8x22

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	4,70	3,27	1,59	10,74	3,60	5,06	2,63
2	4,66	3,25	1,58	11,93	3,58	5,00	2,68
3	4,63	3,23	1,59	11,02	3,55	5,08	2,65
4	4,68	3,27	1,59	11,93	3,60	5,06	2,64
5	4,68	3,28	1,59	11,93	3,66	4,93	2,65
6	4,72	3,29	1,59	11,79	3,58	5,11	2,64
7	4,65	3,26	1,58	11,12	3,61	5,02	2,64
8	4,73	3,27	1,59	11,74	3,59	5,08	2,63
9	4,72	3,30	1,60	11,93	3,58	4,70	2,64
10	4,71	3,28	1,59	11,93	3,58	5,00	2,63
Mittelwerte	4,69	3,27	1,59	11,60	3,59	5,00	2,64

SL2-S-5,5x27

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	5,40	3,12	2,22	13,62	3,29	5,22	2,31
2	5,44	3,09	2,21	14,29	3,32	5,24	2,32
3	5,47	3,10	2,22	14,05	3,36	4,99	2,30
4	5,35	3,10	2,22	13,76	3,29	5,26	2,33
5	5,33	3,10	2,22	13,57	3,30	5,07	2,35
6	5,41	3,10	2,22	13,71	3,31	5,18	2,33
7	5,43	3,07	2,20	13,71	3,27	5,36	2,25
8	5,36	3,13	2,16	14,05	3,28	5,22	2,32
9	5,38	3,10	2,21	14,62	3,31	5,19	2,32
10	5,42	3,10	2,21	13,57	3,33	5,02	2,31
Mittelwerte	5,40	3,10	2,21	13,89	3,30	5,17	2,31

SL2-S-L12-6,3x28

Nr.	Außen- durch- messer	Kerndurch- messer	Gewinde- steigung	Gewinde- länge	Schaft- durch- messer	Durch- messer Bohrspitze	Länge Bohrspitze
1	6,30	4,33	1,96	12,66	4,72	4,83	3,94
2	6,31	4,31	1,95	12,51	4,72	5,14	3,92
3	6,36	4,34	1,97	13,66	4,72	4,21	3,92
4	6,32	4,28	1,94	12,70	4,70	4,94	3,96
5	6,28	4,31	1,96	13,04	4,73	4,22	3,89
6	6,30	4,34	1,96	11,00	4,75	3,70	3,89
7	6,28	4,33	1,96	13,32	4,71	4,90	3,90
8	6,32	4,30	1,95	12,66	4,73	5,01	3,90
9	6,28	4,31	1,94	12,28	4,73	5,27	3,93
10	6,30	4,29	1,96	12,61	4,78	5,03	3,94
Mittelwerte	6,30	4,31	1,96	12,64	4,73	4,73	3,92

Anhang B

Versuche an Verbindungen

B1 Biegeversuche zur Ermittlung der Steifigkeit der Einspannung in die Unterkonstruktion

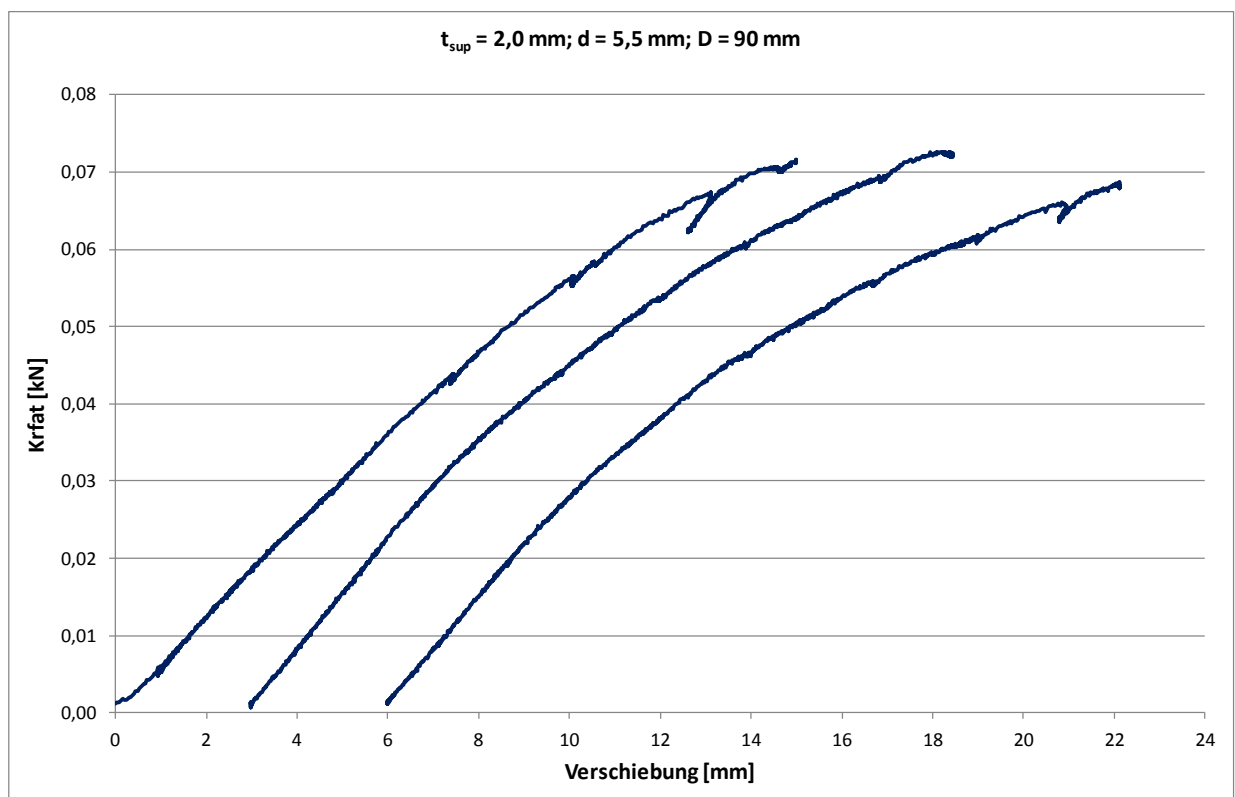
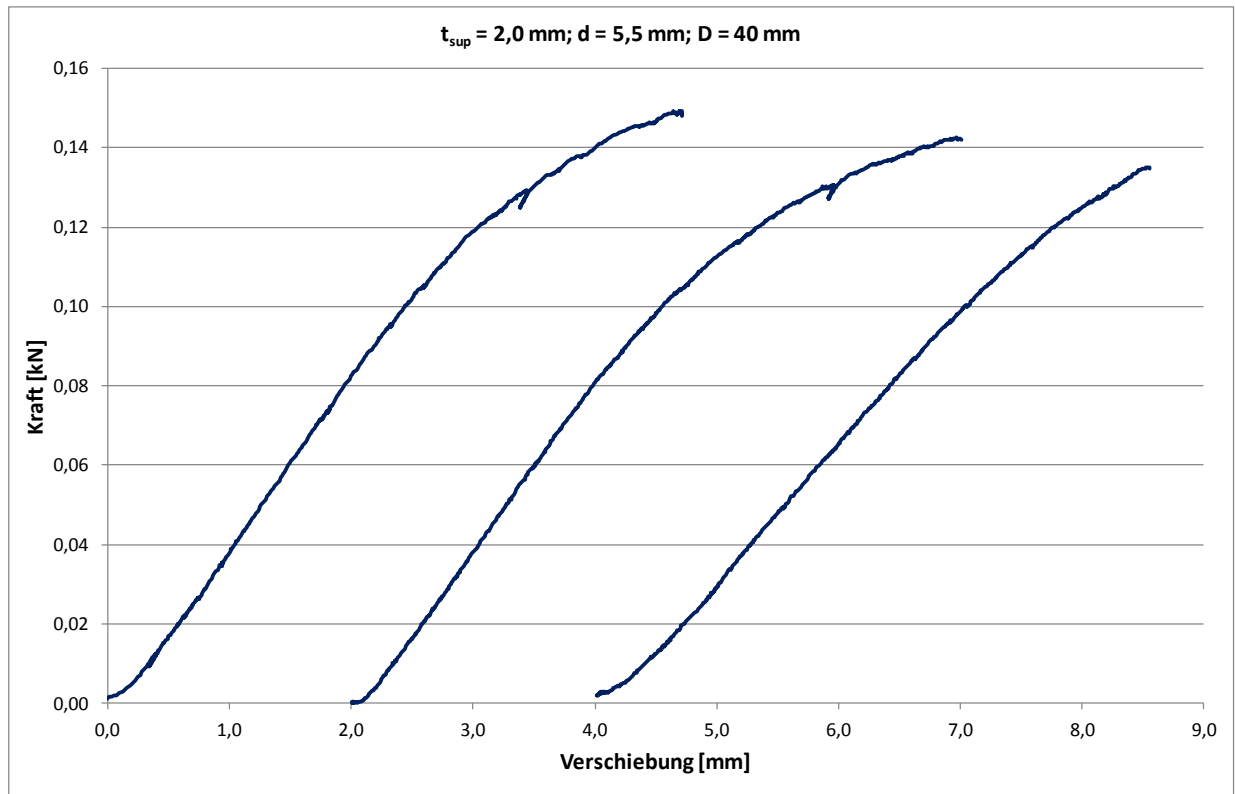
B1.1 Versuchsergebnisse

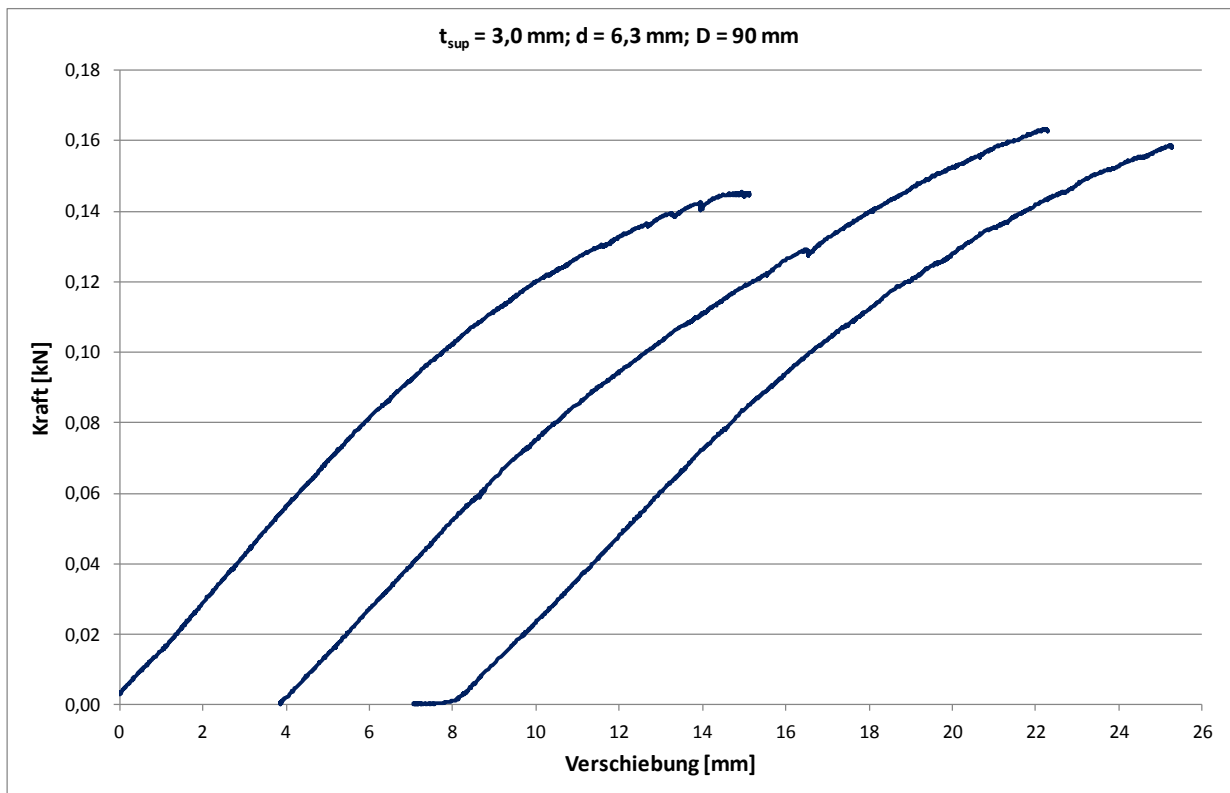
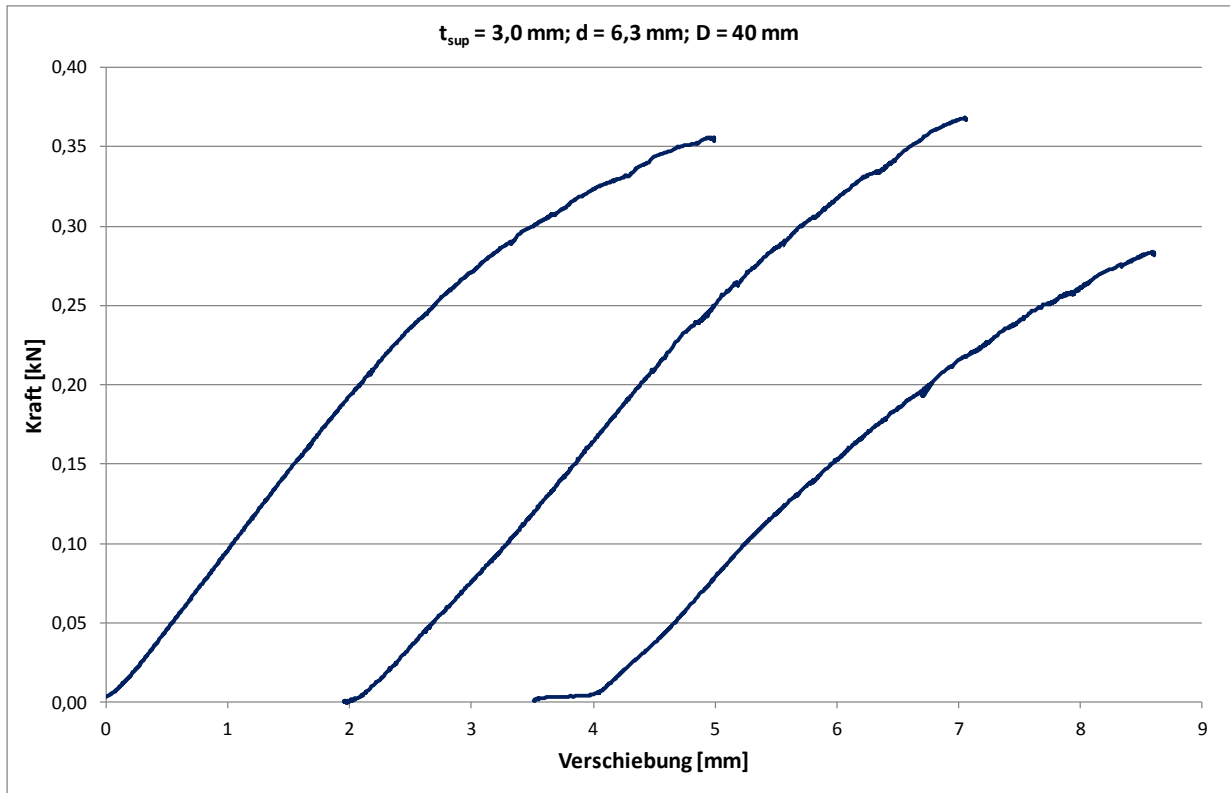
Nr.	Verbindungselement	t_{sup} [mm]	d_1 [mm]	d_s [mm]	EI [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	k [N/mm]	C_{sup} [Nmm]
2,0-5,5-40-1	JT3-6-5,5x170	1,81	4,02	4,53	4134212	40	40,91	43,90	96939
2,0-5,5-40-2						40	40,91	43,90	96939
2,0-5,5-40-3						42	42,91	36,12	86354
2,0-5,5-90-1						90	90,91	6,32	84618
2,0-5,5-90-2						90	90,91	7,44	111914
2,0-5,5-90-3						90	90,91	7,00	100424
Mittelwert									96198
3,0-6,3-40-1	JZ3-6,3x175 (Vorbohrdurchmesser: 5,3 mm)	2,75	4,72	5,26	7515240	40	41,38	100,00	249605
3,0-6,3-40-2						40	41,38	88,61	210207
3,0-6,3-40-3						40	41,38	73,53	163687
3,0-6,3-90-1						90	91,38	13,33	202755
3,0-6,3-90-2						90	91,38	12,63	184161
3,0-6,3-90-3						90	91,38	12,00	168694
3,0-6,3-125-1						125	126,38	5,46	170571
3,0-6,3-125-2						125	126,38	5,56	176791
Mittelwert									190809

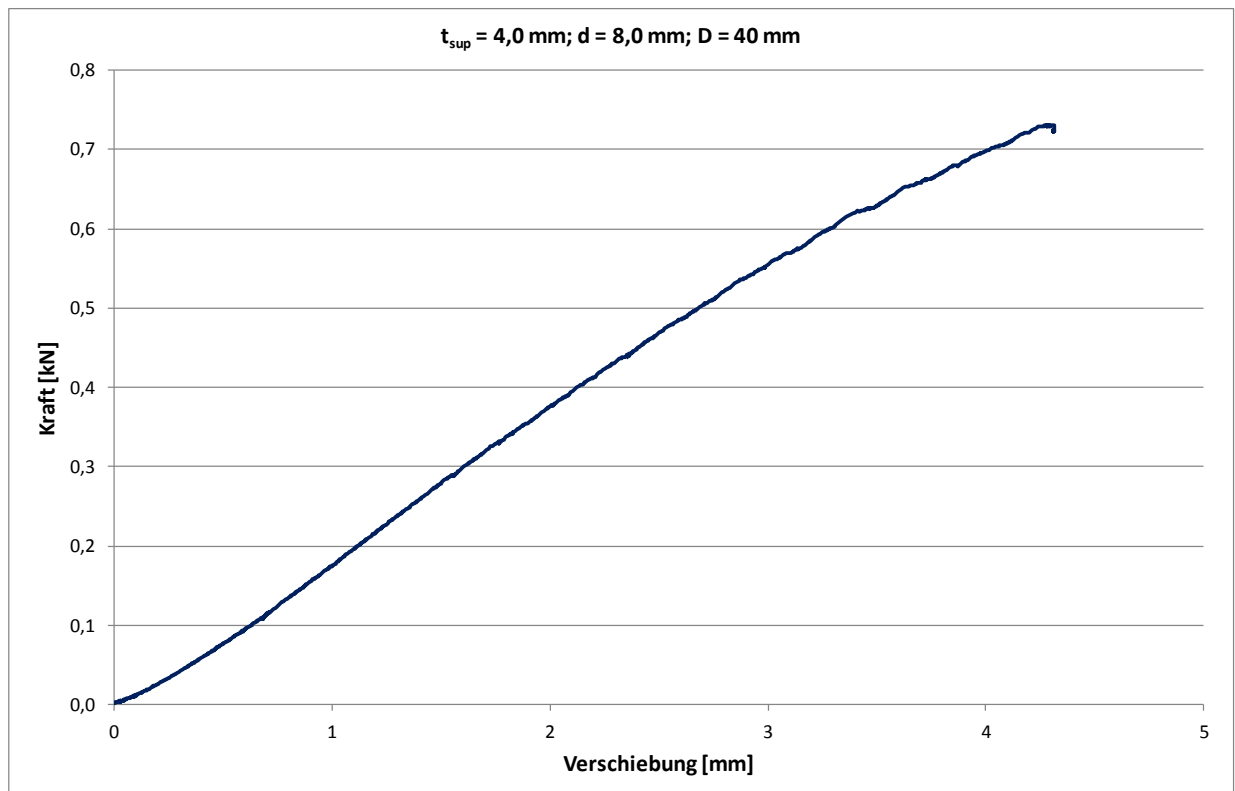
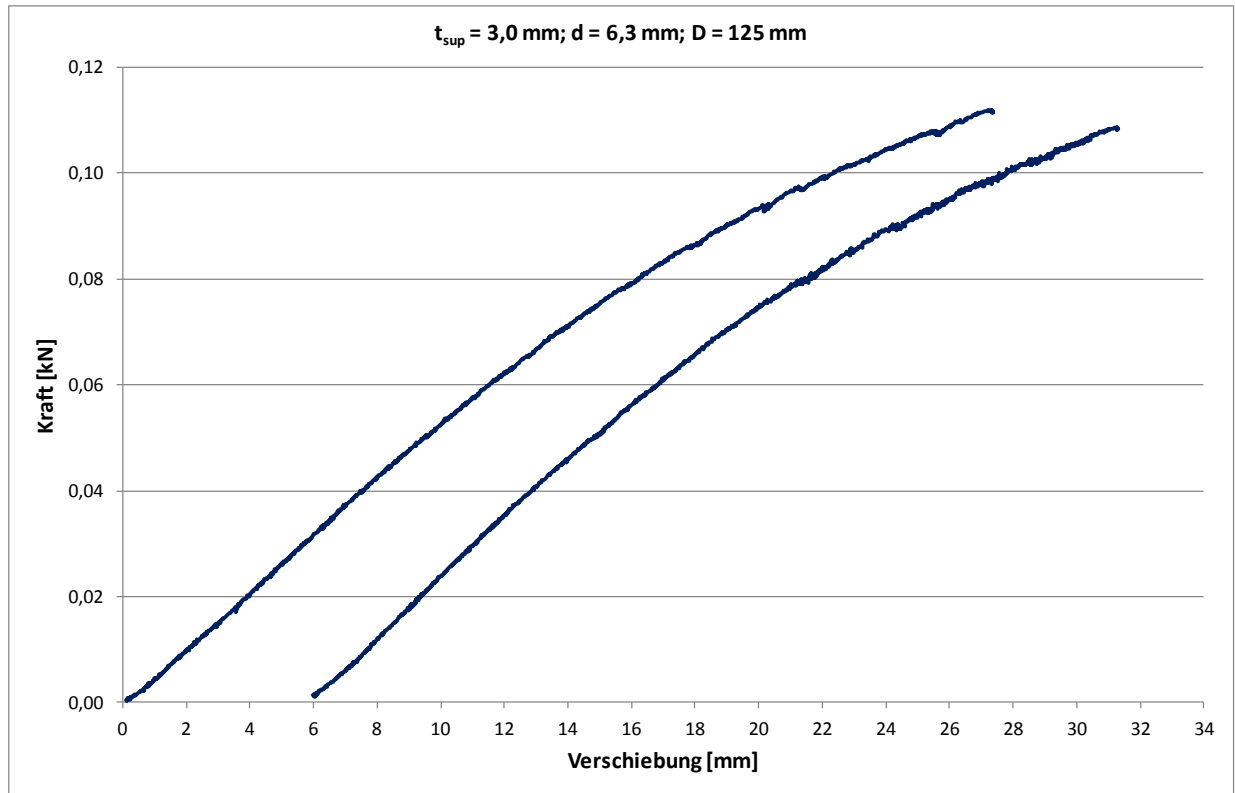
Nr.	Verbindungselement	t _{sup} [mm]	d ₁ [mm]	d _s [mm]	EI [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	k [N/mm]	C _{sup} [Nm]
4,0-8,0-40-1	JZ3-8,0x150 (Vorbohrdurchmesser: 6,8 mm)	4,12	6,12	6,81	21114867	40	42,06	202,90	471253
4,0-8,0-80-1						80	82,06	42,25	450567
4,0-8,0-80-2						80	82,06	47,06	537586
4,0-8,0-80-3						80	82,06	48,15	559055
4,0-8,0-110-1						110	112,06	20,62	477800
4,0-8,0-110-2						110	112,06	20,00	451947
4,0-8,0-110-3						100	102,06	24,81	442796
Mittelwert									484429
5,0-5,5-40-1	JT3-12-5,5x178	4,88	4,04	4,52	4097827	40	42,44	64,52	194068
5,0-5,5-90-1						90	92,44	7,34	118707
5,0-5,5-90-2						90	92,44	8,89	177171
5,0-5,5-90-3						90	92,44	8,51	160460
5,0-5,5-120-1						120	122,44	3,88	138273
5,0-5,5-120-2						120	122,44	4,00	148891
5,0-5,5-120-3						120	122,44	3,79	130885
Mittelwert									152636

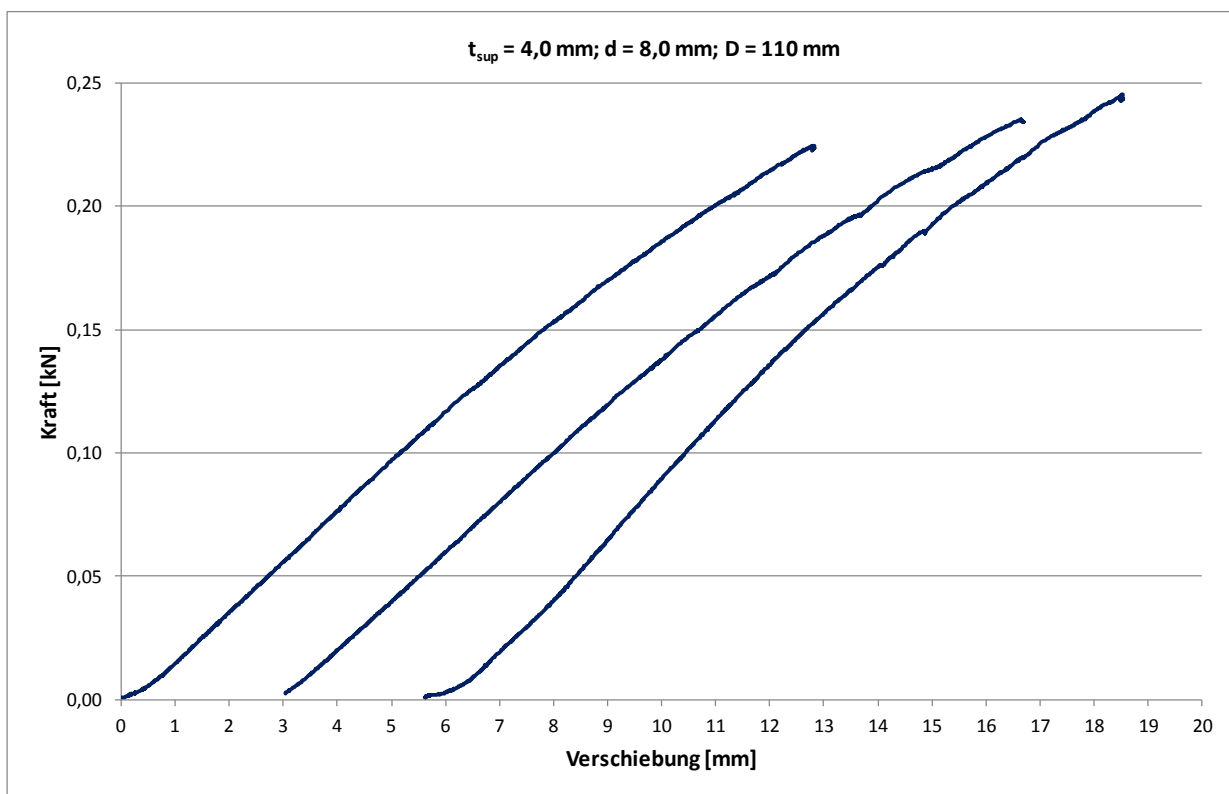
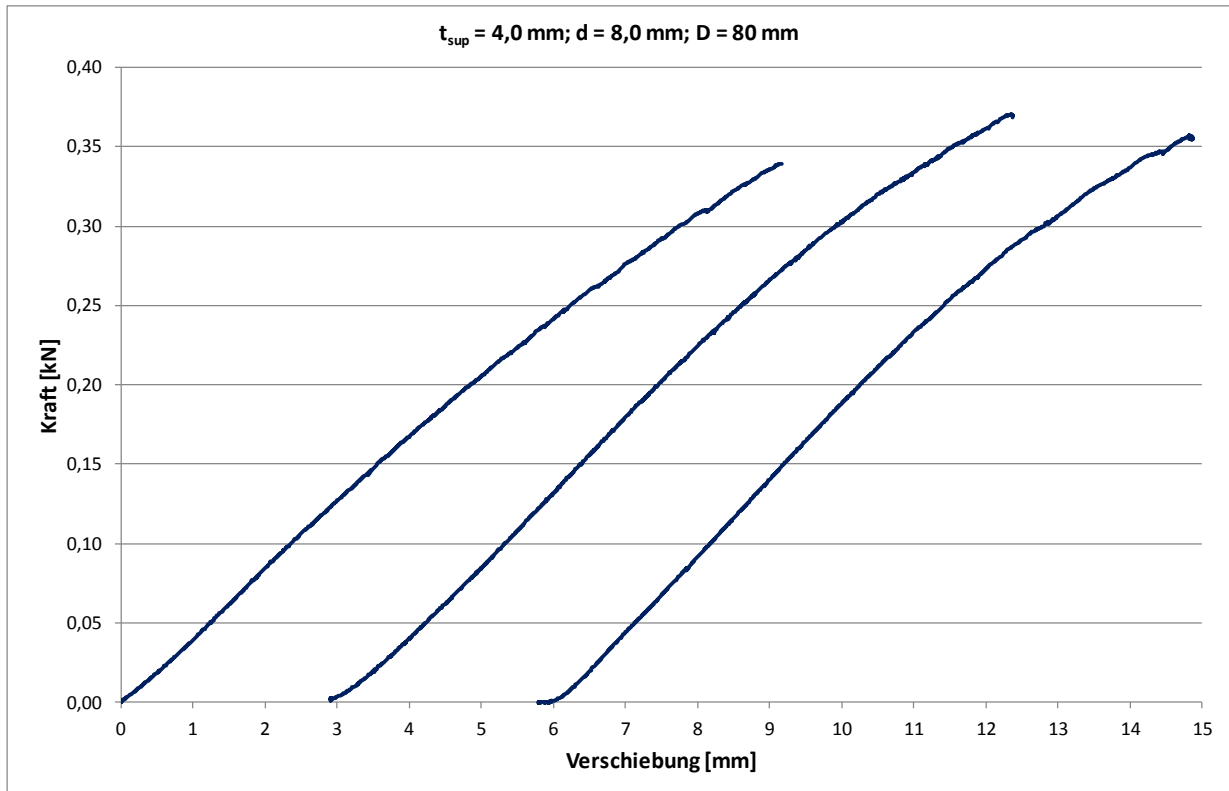
Nr.	Verbindungselement	t _{sup} [mm]	d ₁ [mm]	d _s [mm]	EI [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	k [N/mm]	C _{sup} [Nmm]
6,0-6,3-40-1	JZ3-6,3x175 (Vorbohrdurchmesser: 5,5 mm)	5,70	4,72	5,26	7515240	40	42,85	111,11	333211
6,0-6,3-40-2						40	42,85	114,81	351725
6,0-6,3-80-1						80	82,85	21,56	324419
6,0-6,3-80-2						80	82,85	20,22	283267
6,0-6,3-80-3						80	82,85	22,22	347014
6,0-6,3-120-1						120	122,85	7,04	252336
6,0-6,3-120-2						121	123,85	6,85	248503
6,0-6,3-120-3						120	122,85	7,41	286286
Mittelwert									303345
8,0-8,0-40-1	JZ3-8,0x150 (Vorbohrdurchmesser: 7,2 mm)	7,80	6,12	6,81	21114867	40	44,90	235,29	714623
8,0-8,0-80-1						80	83,90	50,00	659315
8,0-8,0-80-2						80	83,90	51,25	690880
8,0-8,0-110-1						112	115,90	21,43	608208
8,0-8,0-110-2						110	113,90	22,22	598468
Mittelwert									654299

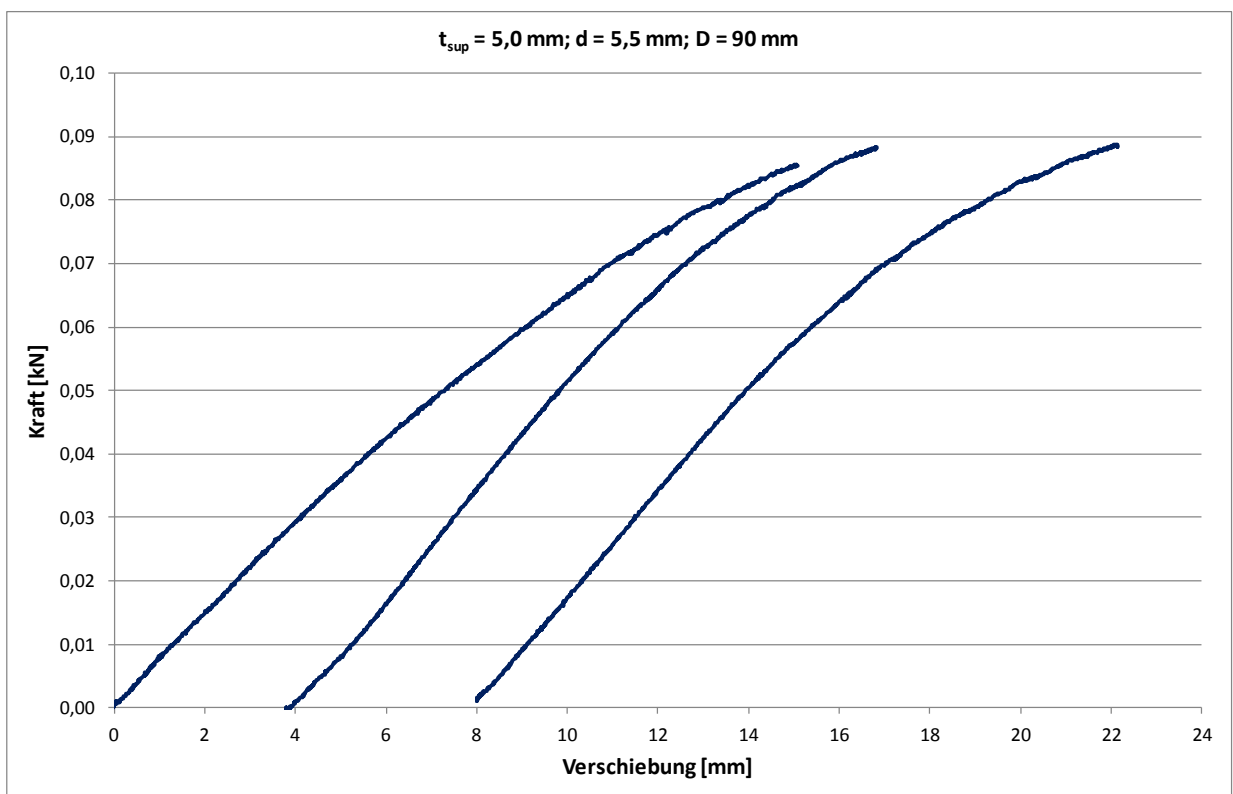
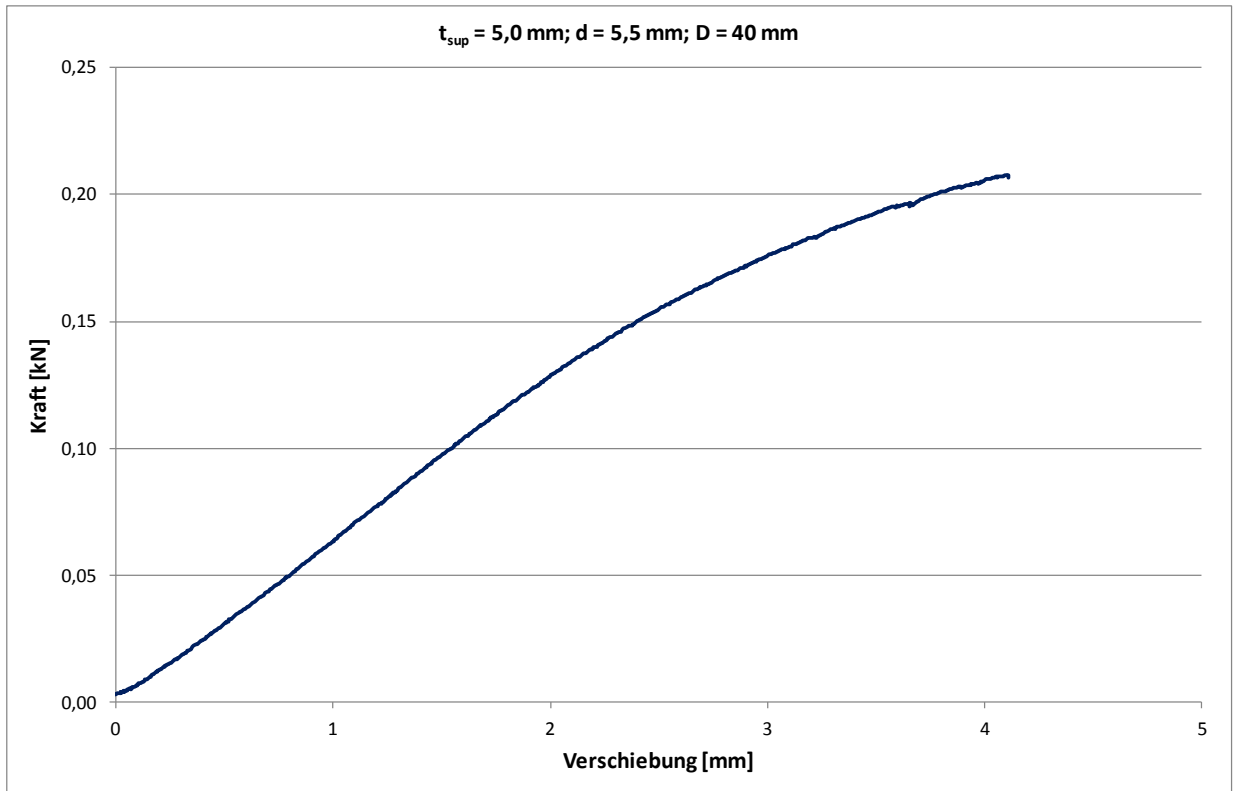
B1.2 Kraft-Wegdiagramme

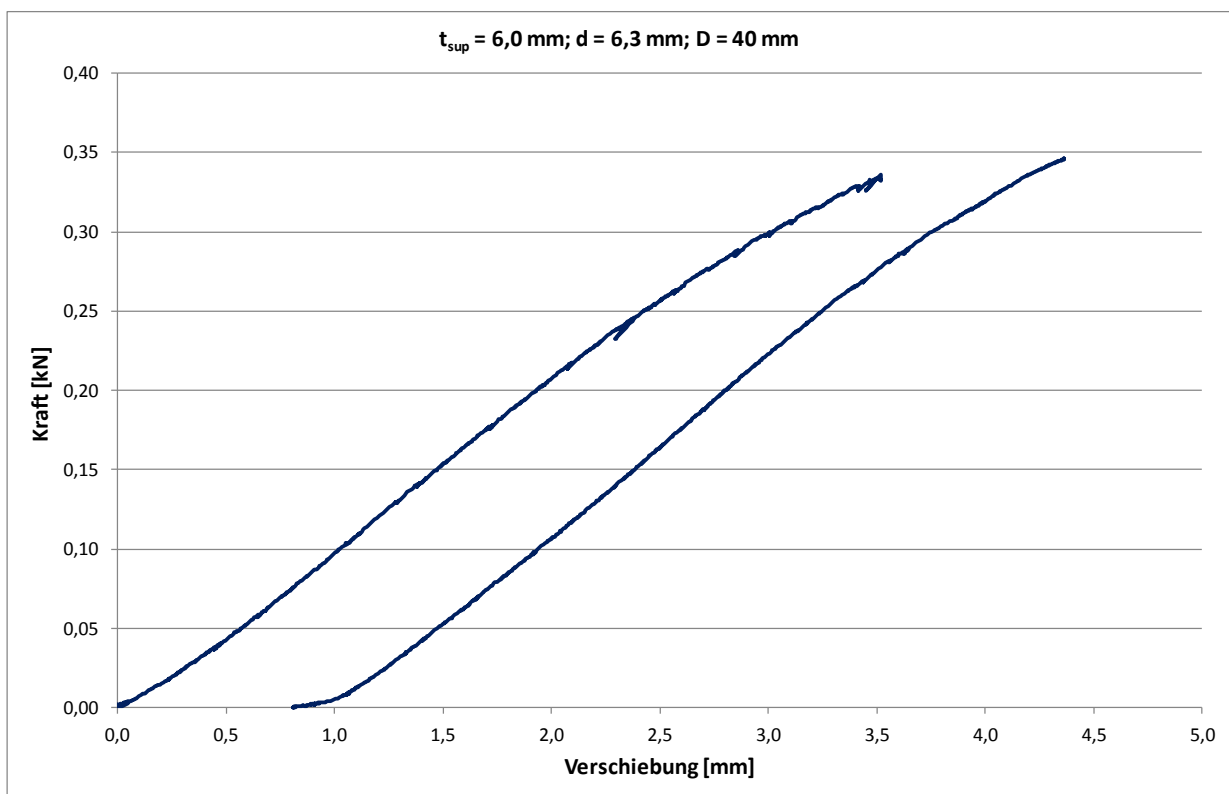
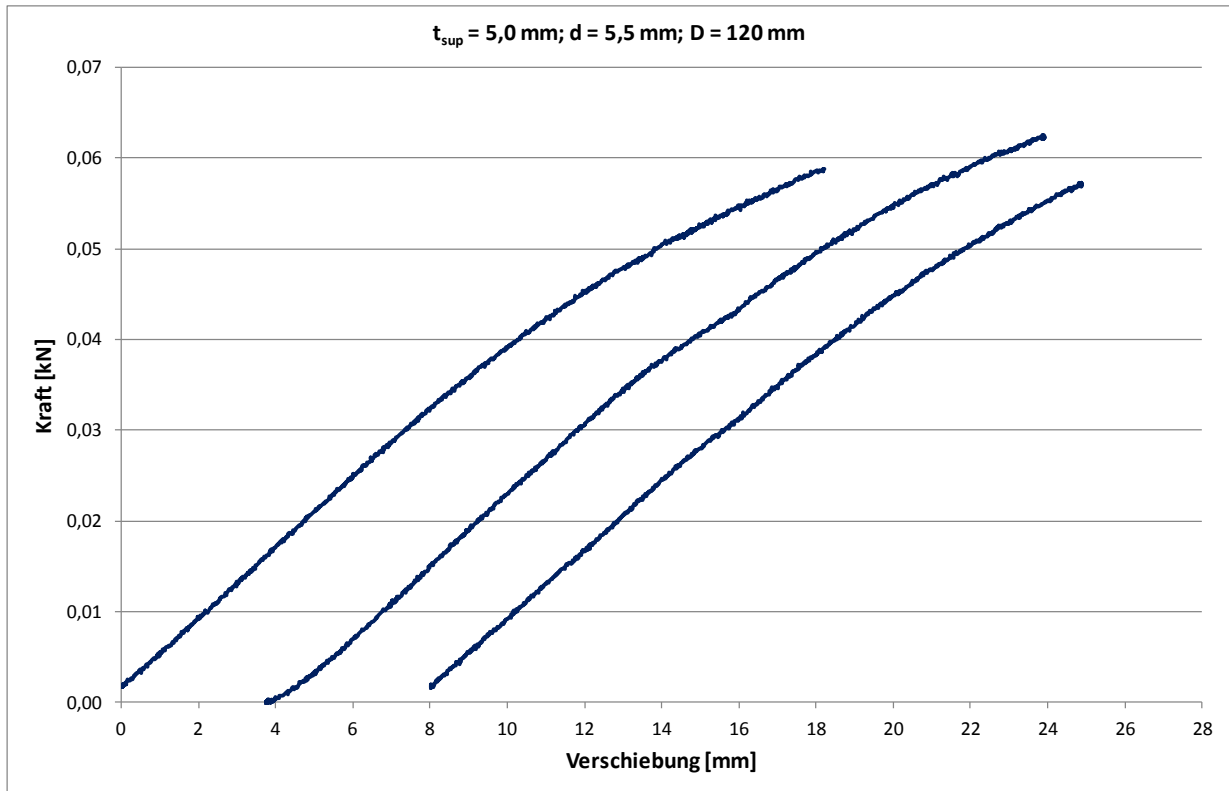


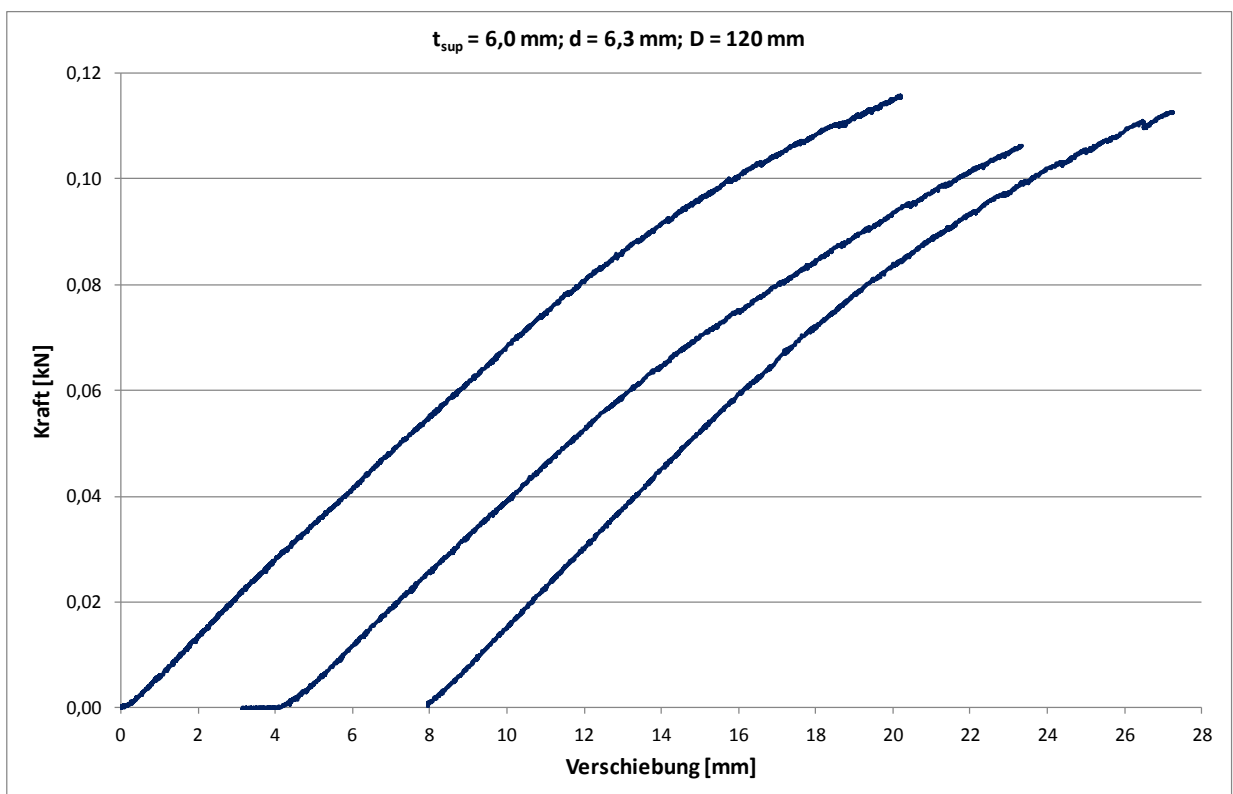
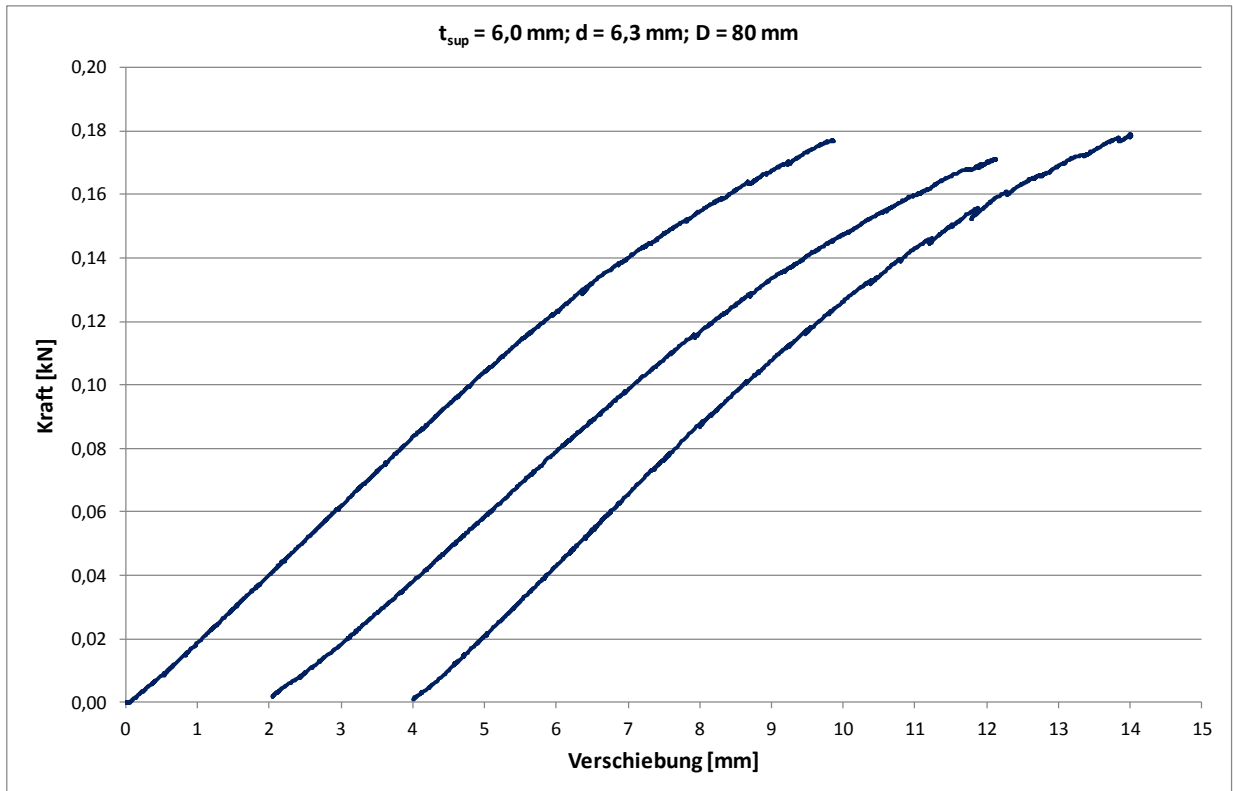


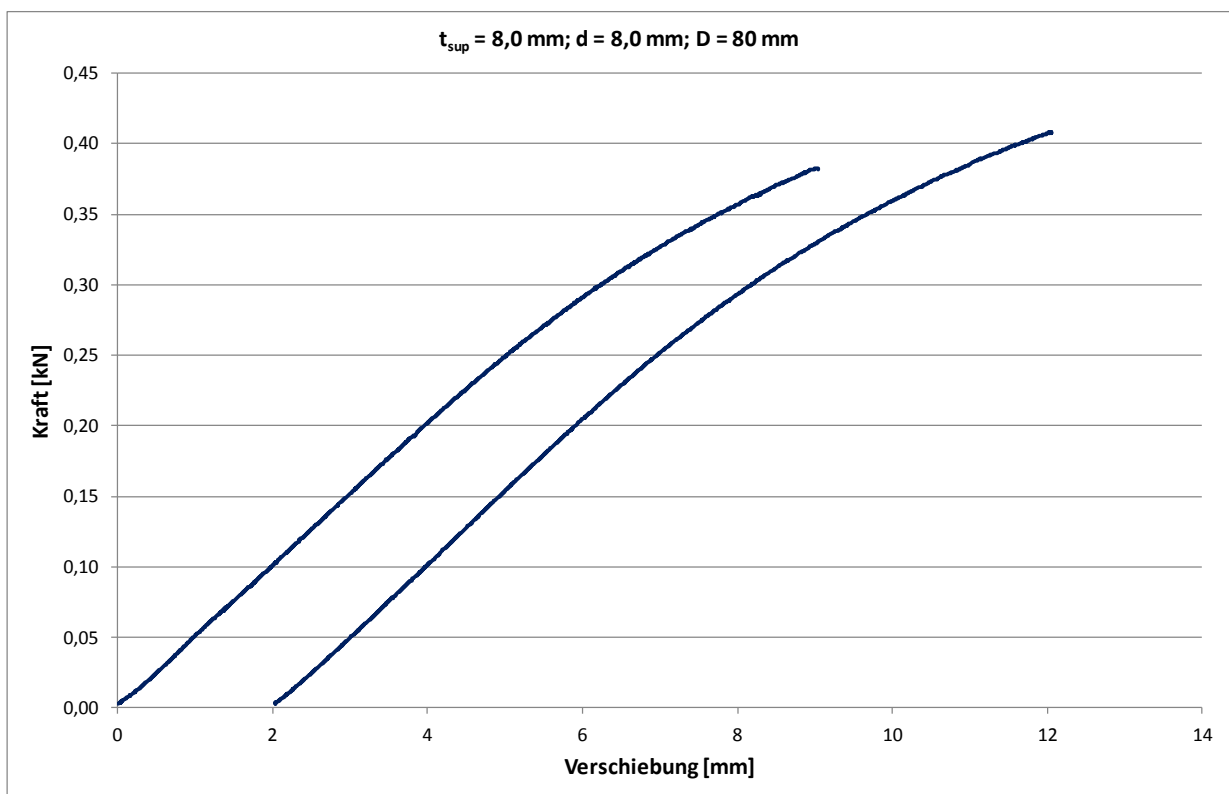
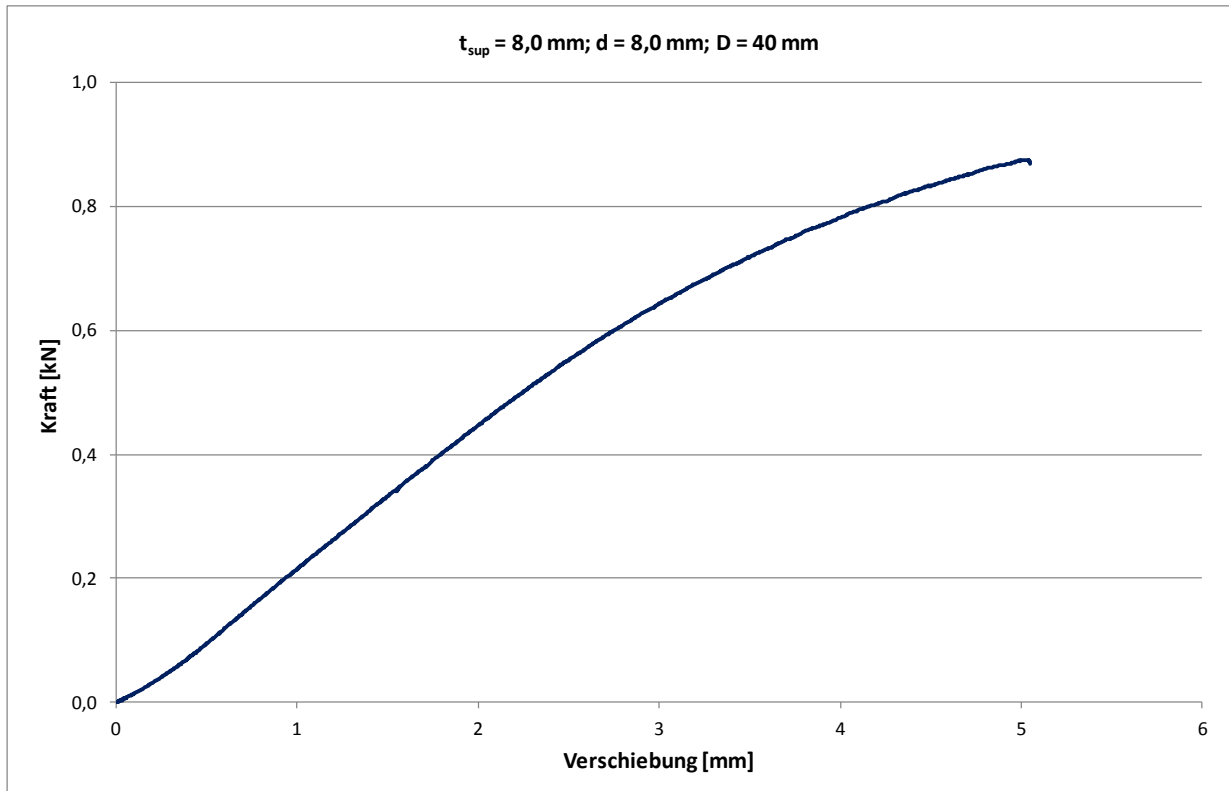


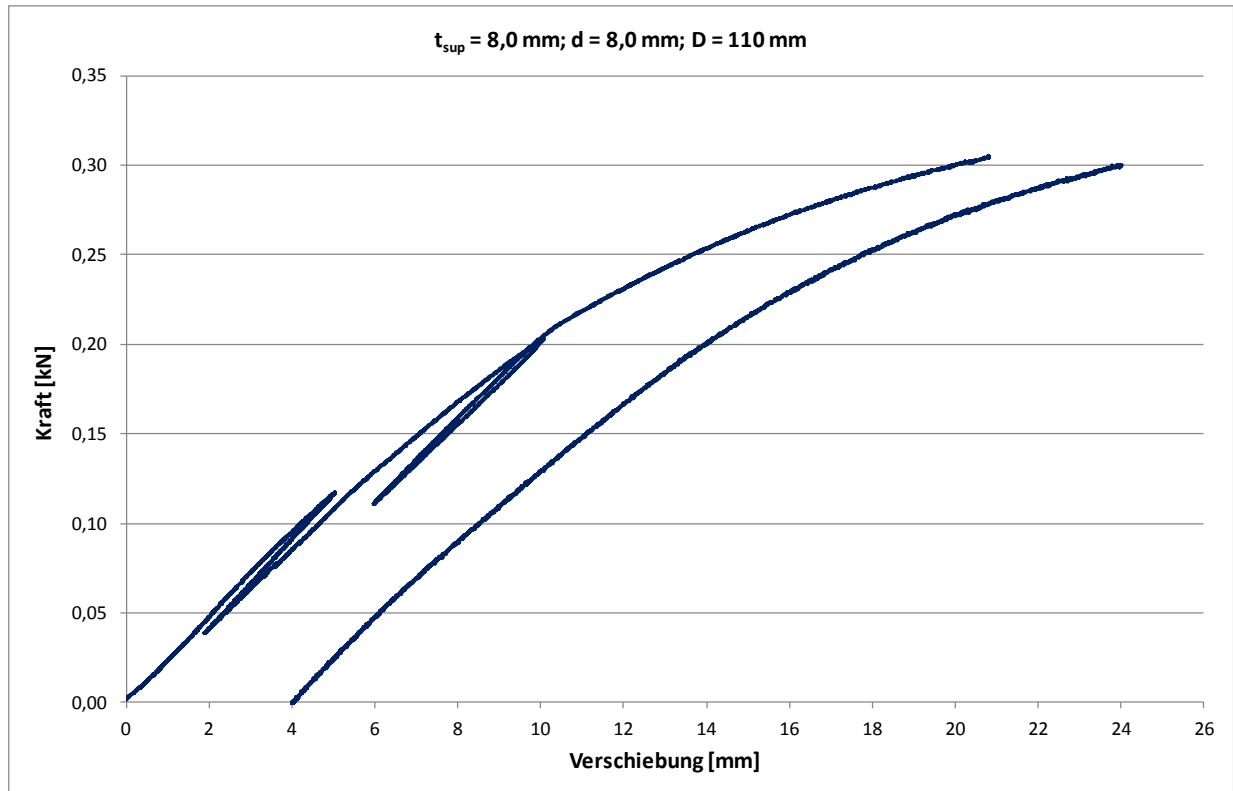












B2 Lochleibungsversuche

B2.1 Lochleibungstragfähigkeit

Nr.	Verbindungselement	t_F [mm]	$f_{u,F}$ [N/mm ²]	d [mm]	d_1 [mm]	F_F [kN]	α_F [-]
0,40-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,38	390	5,5	4,02	0,80	4,37
0,40-5,5-2						0,89	4,86
0,40-5,5-3						0,82	4,48
0,40-5,5-4						0,99	5,40
0,40-5,5-5						0,95	5,19
0,40-6,3-1	JZ3-6,3x175 (Vorbohrdurchmesser: 5,5 mm)	0,38	390	6,3	4,72	1,09	5,49
0,40-6,3-2						0,91	4,58
0,40-6,3-3						1,21	6,10
0,40-6,3-4						1,10	5,54
0,40-8,0-1	JZ3-8,0x150 (Vorbohrdurchmesser: 6,8 mm)	0,38	390	8,0	6,12	1,02	4,51
0,50-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,49	405	5,5	4,02	1,28	4,60
0,50-5,5-2						1,52	5,46
0,50-5,5-3						1,47	5,28
0,50-5,5-4						1,43	5,13
0,50-5,5-5						1,49	5,35

Nr.	Verbindungselement	t_F [mm]	$f_{u,F}$ [N/mm ²]	d [mm]	d_1 [mm]	F_F [kN]	α_F [-]
0,50-6,3-1	JZ3-6,3x175 (Vorbohrdurchmesser: 5,5 mm)	0,49	405	6,3	4,72	1,57	5,20
0,50-6,3-2						1,56	5,17
0,50-6,3-3						1,38	4,57
0,50-8,0-1	JZ3-8,0x150 (Vorbohrdurchmesser: 6,8 mm)	0,49	405	8,0	6,12	1,49	4,34
0,50-8,0-2						1,87	5,44
0,50-8,0-3						1,55	4,51
0,50-8,0-4						1,86	5,41
0,75-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,69	387	5,5	4,02	2,34	5,26
0,75-5,5-2						2,53	5,69
0,75-5,5-3						2,08	4,68
0,75-5,5-4						2,24	5,04
0,75-6,3-1	JZ3-6,3x175 (Vorbohrdurchmesser: 5,5 mm)	0,69	387	6,3	4,72	2,36	4,90
0,75-6,3-2						2,29	4,75
0,75-8,0-1	JZ3-8,0x150 (Vorbohrdurchmesser: 6,8 mm)	0,69	387	8,0	6,12	2,67	4,87
0,75-8,0-2						2,50	4,56
0,75-8,0-3						2,33	4,25
						Mittelwert	5,0
						Standardabweichung	0,46
						Charakteristischer Wert	4,2

B2.2 Anfangssteifigkeit

Nr.	Verbindungselement	t _F [mm]	d [mm]	k [kN/mm]	A [kN/mm ²]
0,40-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,38	5,5	2,94	7,74
0,40-5,5-2				2,08	5,47
0,40-5,5-3				2,08	5,47
0,40-6,3-1	JZ3-6,3x175	0,38	6,3	2,86	7,53
0,40-6,3-2				2,50	6,58
0,40-6,3-3				3,57	9,39
0,40-6,3-4				3,13	8,24
0,50-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,49	5,5	4,38	8,94
0,50-5,5-2				3,68	7,51
0,50-5,5-3				4,12	8,41
0,50-5,5-4				3,68	7,51
0,50-5,5-5				5,6	11,43
0,50-6,3-1	JZ3-6,3x175	0,49	6,3	5,38	10,98
0,50-6,3-3				5,90	12,04
0,50-8,0-1				4,12	8,41
0,50-8,0-2	JZ3-8,0x150	0,49	8,0	6,5	13,27
0,50-8,0-4				4,67	9,53

Nr.	Verbindungselement	t _F [mm]	d [mm]	k [kN/mm]	A [kN/mm ²]
0,75-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,69	5,5	7,03	10,19
0,75-5,5-2				7,22	10,46
0,75-5,5-4				7,22	10,46
0,75-6,3-1	JZ3-6,3x175	0,69	6,3	6,50	9,42
0,75-6,3-2				5,20	7,54
0,75-8,0-1	JZ3-8,0x150	0,69	8,0	6,10	8,84
0,75-8,0-2				6,67	9,67
0,75-8,0-3				6,19	8,97
Mittelwert					8,9

B2.3 Last-Verschiebungsbeziehung

Nr.	Verbindungselement	t_F [mm]	$f_{u,F}$ [kN/mm ²]	d [mm]	d_1 [mm]	$0,75 \cdot F_{F,Rk}$ [N]	$F_{F,Rk}$ [N]	$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})$ [mm]	$f(F_{F,Rk})$ [mm]
0,40-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,38	390	5,5	4,02	577	769	0,25	0,58
0,40-5,5-2								0,25	0,47
0,40-5,5-3								0,25	0,55
0,40-5,5-4								0,30	0,54
0,40-5,5-5								0,28	0,51
0,40-6,3-1	JZ3-6,3x175	0,38	390	6,3	4,72	625	834	0,25	0,47
0,40-6,3-2								0,26	0,67
0,40-6,3-3								0,26	0,44
0,40-6,3-4								0,25	0,54
0,40-8,0-1	JZ3-8,0x150	0,38	390	8,0	6,12	712	949	0,31	0,80
Mittelwerte								0,27	0,56

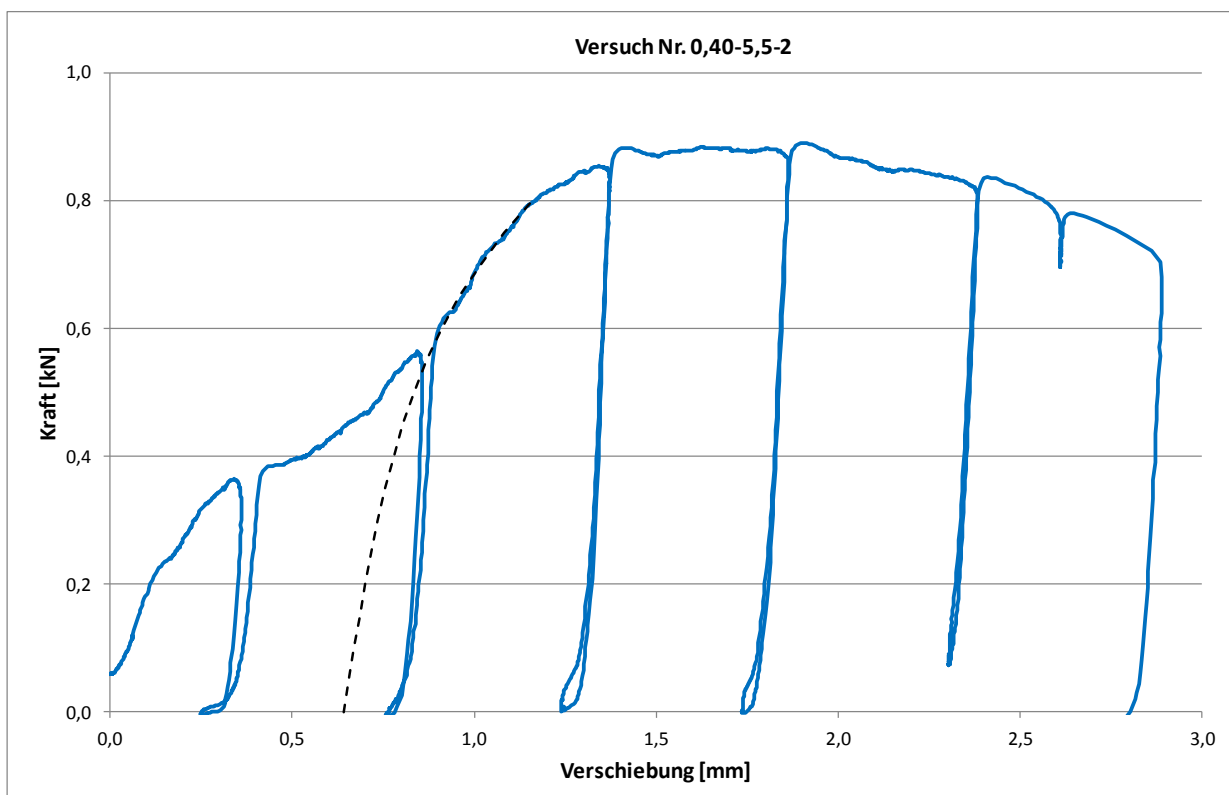
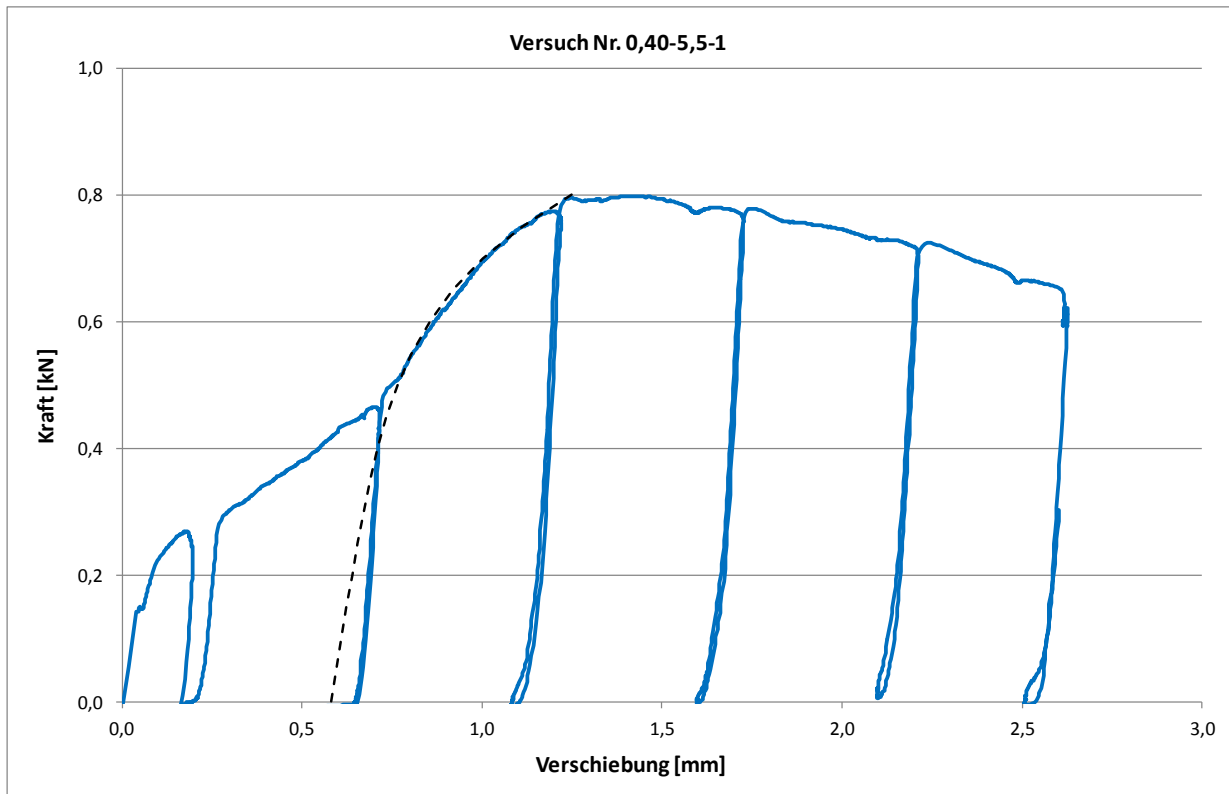
Nr.	Verbindungselement	t_F [mm]	$f_{u,F}$ [kN/mm ²]	d [mm]	d_1 [mm]	$0,75 \cdot F_{F,Rk}$ [N]	$F_{F,Rk}$ [N]	$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})$ [mm]	$f(F_{F,Rk})$ [mm]
0,50-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,49	405	5,5	4,02	877	1170	0,30	0,74
0,50-5,5-2								0,32	0,60
0,50-5,5-3								0,31	0,61
0,50-5,5-4								0,34	0,58
0,50-5,5-5								0,32	0,67
0,50-6,3-1	JZ3-6,3x175	0,49	405	6,3	4,72	951	1268	0,24	0,67
0,50-6,3-2								0,30	0,58
0,50-6,3-3								0,27	0,68
0,50-8,0-1	JZ3-8,0x150	0,49	405	8,0	6,12	1083	1443	0,33	0,70
0,50-8,0-2								0,28	0,58
0,50-8,0-3								0,28	0,76
0,50-8,0-4								0,29	0,59
Mittelwerte							0,30	0,65	

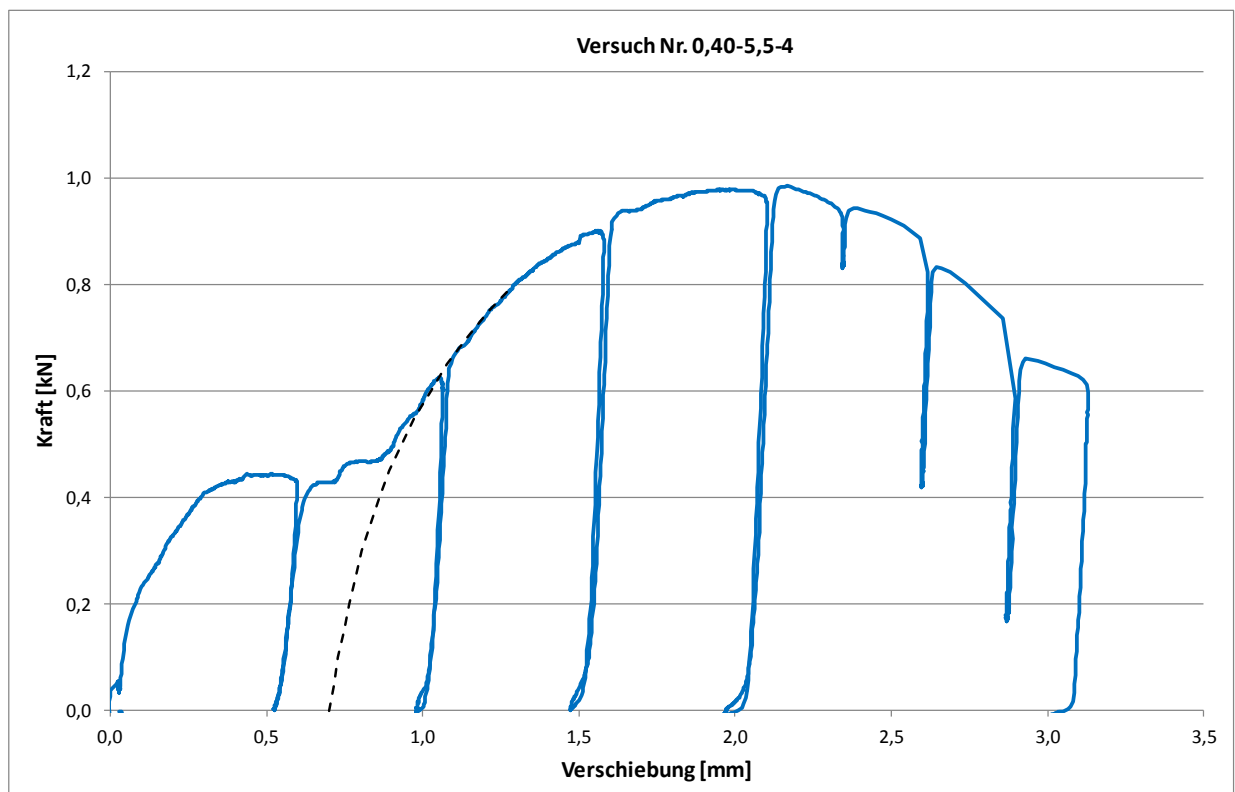
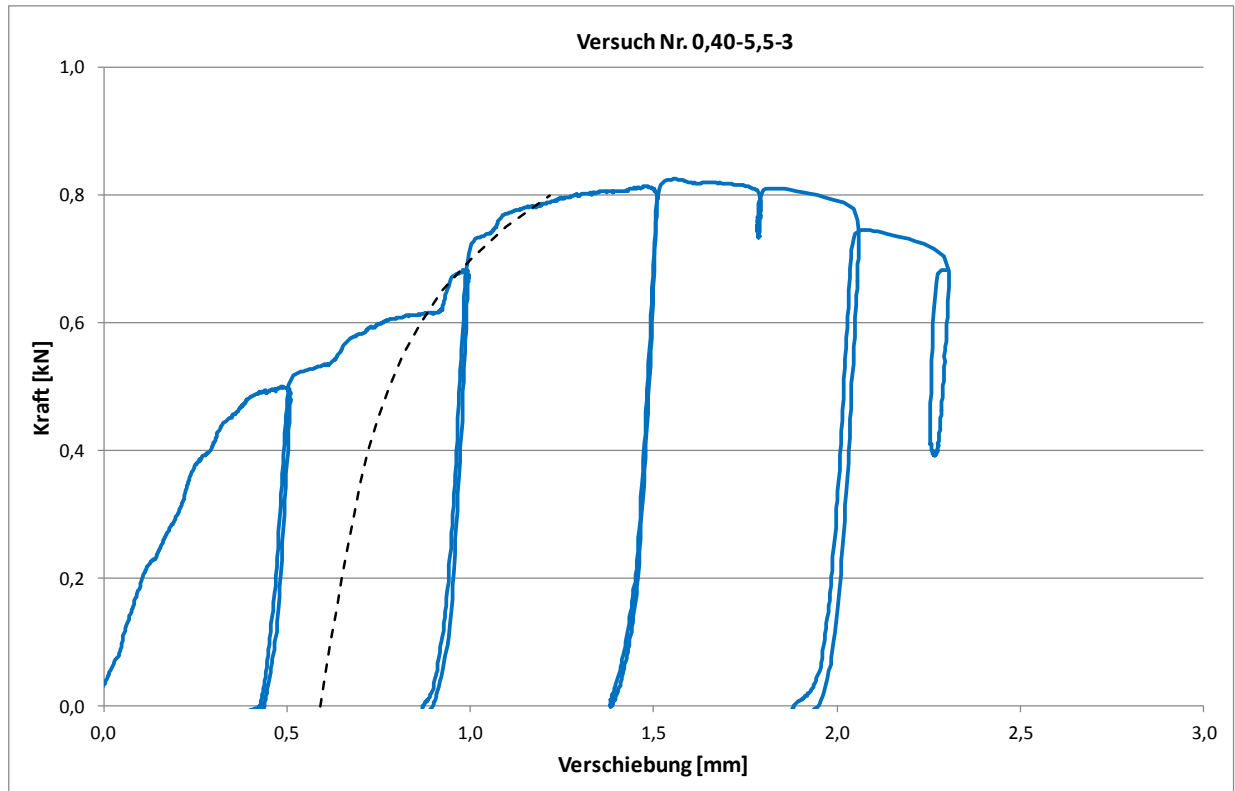
Nr.	Verbindungselement	t_F [mm]	$f_{u,F}$ [kN/mm ²]	d [mm]	d_1 [mm]	$0,75 \cdot F_{F,Rk}$ [N]	$F_{F,Rk}$ [N]	$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})$ [mm]	$f(F_{F,Rk})$ [mm]
0,75-5,5-1	JT3-6-5,5x170	0,69	387	5,5	4,02	1401	1868	0,38	0,73
0,75-5,5-2									0,91
0,75-5,5-3									0,63
0,75-5,5-4									0,67
0,75-6,3-1	JZ3-6,3x175	0,69	387	6,3	4,72	1518	2024	0,30	0,56
0,75-6,3-2									0,62
0,75-8,0-1	JZ3-8,0x150	0,69	387	8,0	6,12	1729	2305	0,37	0,85
0,75-8,0-2									1,15
0,75-8,0-3									1,15
Mittelwerte								0,37	0,81

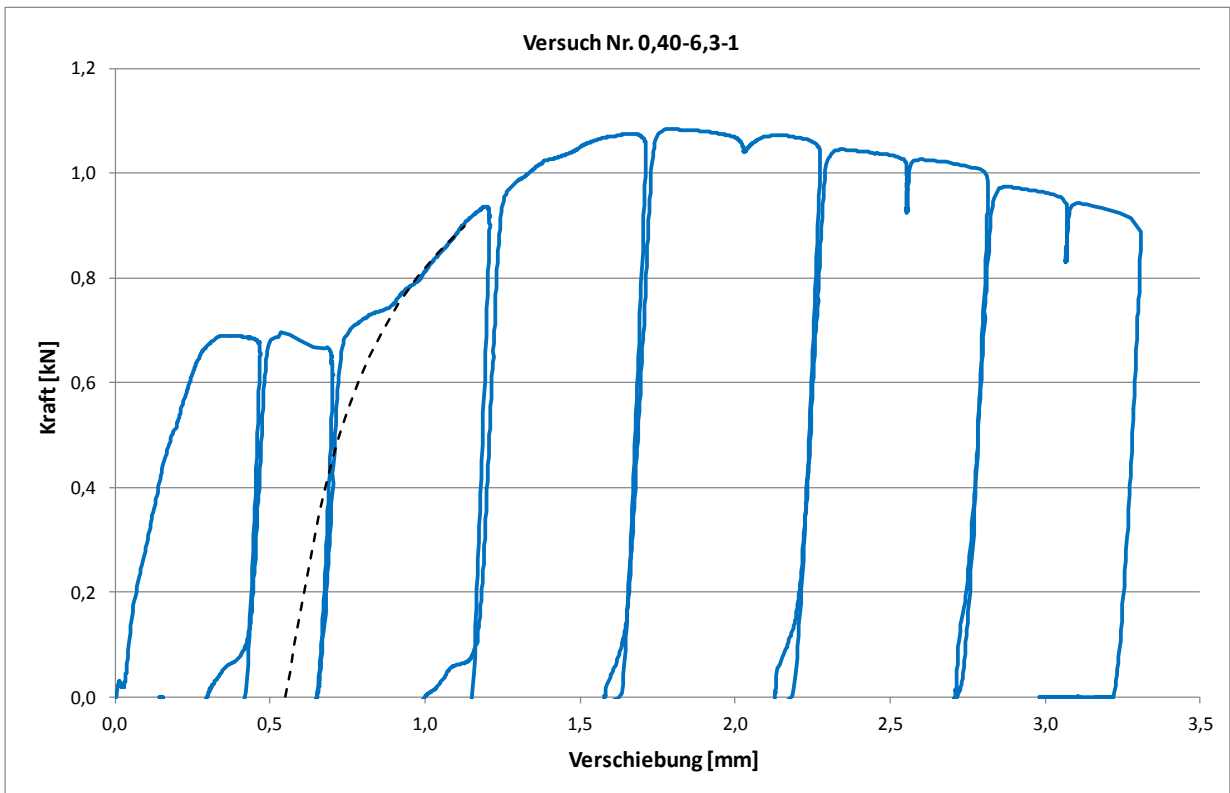
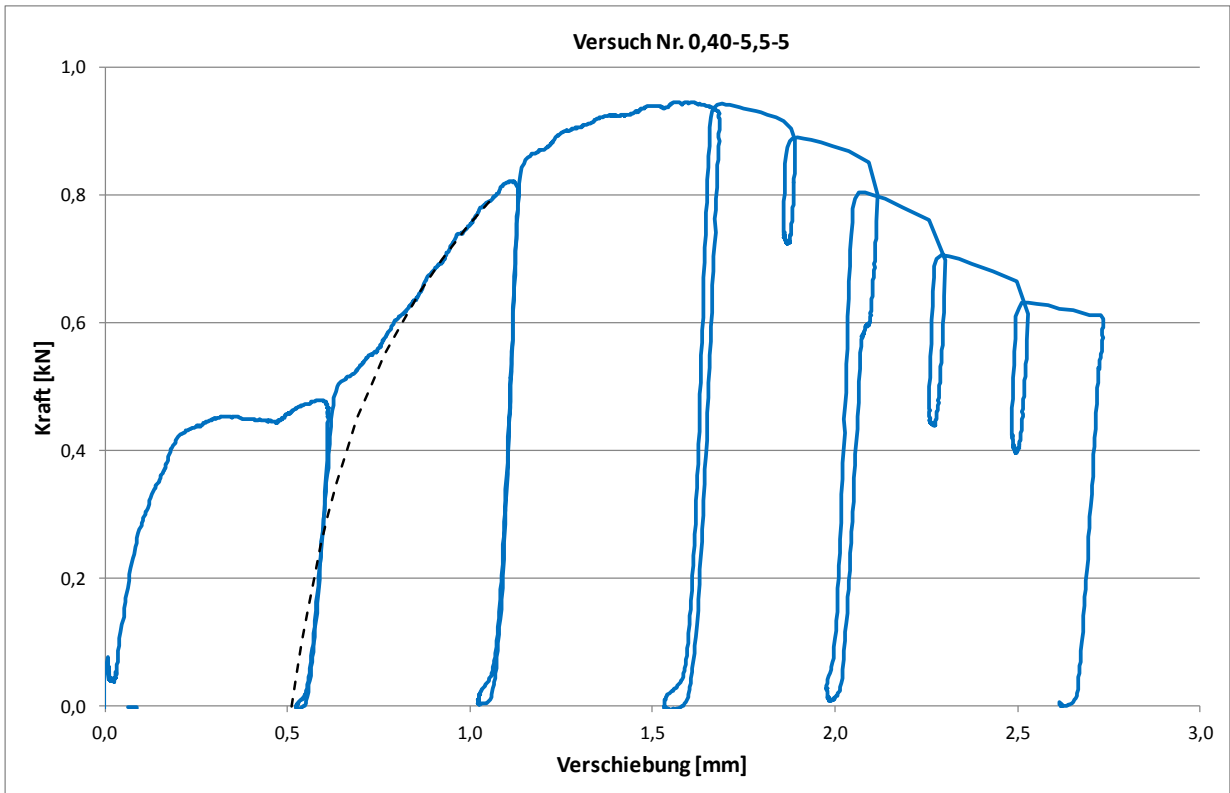
B2.4 Statistische Auswertung der Last-Verschiebungsbeziehung

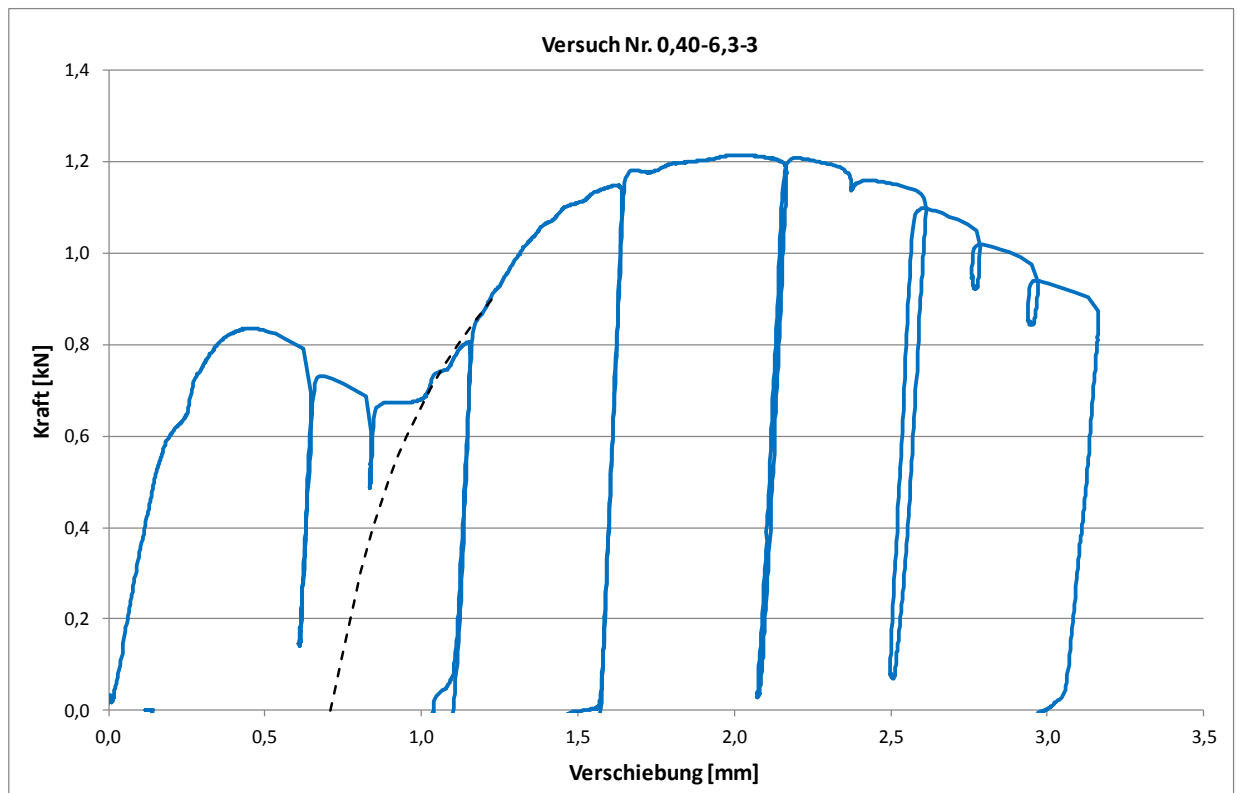
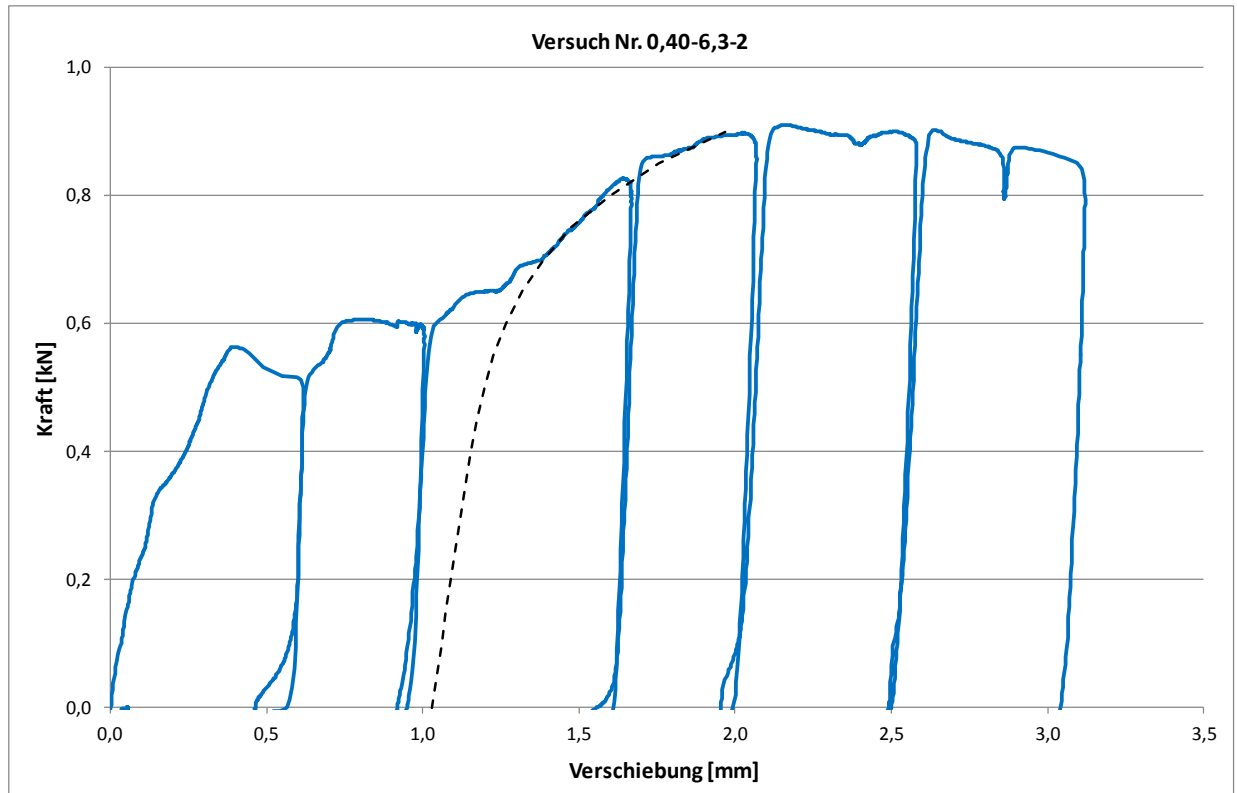
Nr.	t_F [mm]	$f(0,75 \cdot F_{F,Rk})$ [mm]	$f(0,75 \cdot F_{F,Rk}) / f(0,75 \cdot F_{F,Rk})_{mean}$ [-]
0,40-5,5-1	0,38	0,25	0,94
0,40-5,5-2		0,25	0,94
0,40-5,5-3		0,25	0,94
0,40-5,5-4		0,30	1,13
0,40-5,5-5		0,28	1,05
0,40-6,3-1		0,25	0,94
0,40-6,3-2		0,26	0,98
0,40-6,3-3		0,26	0,98
0,40-6,3-4		0,25	0,94
0,40-8,0-1		0,31	1,17
Mittelwert		0,27	
0,50-5,5-1	0,49	0,30	1,01
0,50-5,5-2		0,32	1,07
0,50-5,5-3		0,31	1,04
0,50-5,5-4		0,34	1,14
0,50-5,5-5		0,32	1,07
0,50-6,3-1		0,24	0,80
0,50-6,3-2		0,30	1,01
0,50-6,3-3		0,27	0,91
0,50-8,0-1		0,33	1,11
0,50-8,0-2		0,28	0,94
0,50-8,0-3		0,28	0,94
0,50-8,0-4		0,29	0,97
Mittelwert		0,30	
0,75-5,5-1	0,69	0,38	1,03
0,75-5,5-2		0,33	0,89
0,75-5,5-3		0,35	0,95
0,75-5,5-4		0,33	0,89
0,75-6,3-1		0,30	0,81
0,75-6,3-2		0,42	1,14
0,75-8,0-1		0,37	1,00
0,75-8,0-2		0,42	1,14
0,75-8,0-3		0,43	1,16
Mittelwert		0,37	
Varianz			0,10

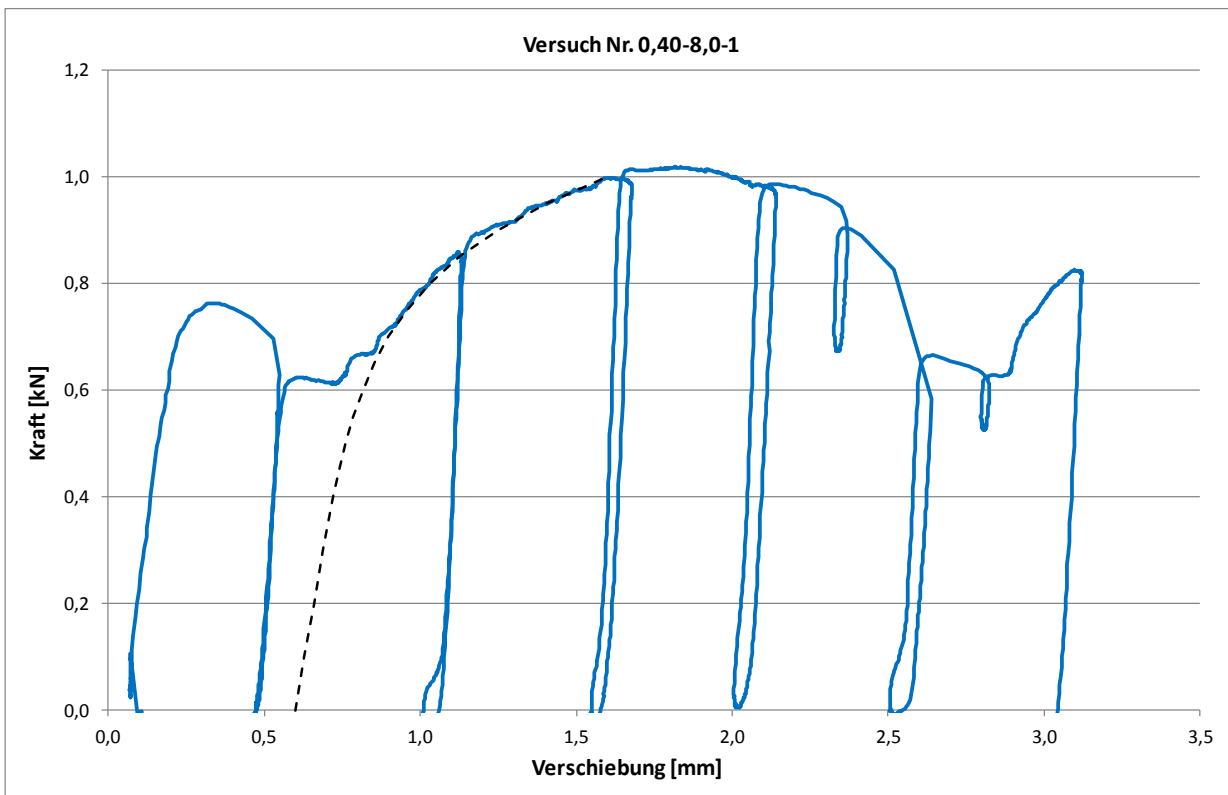
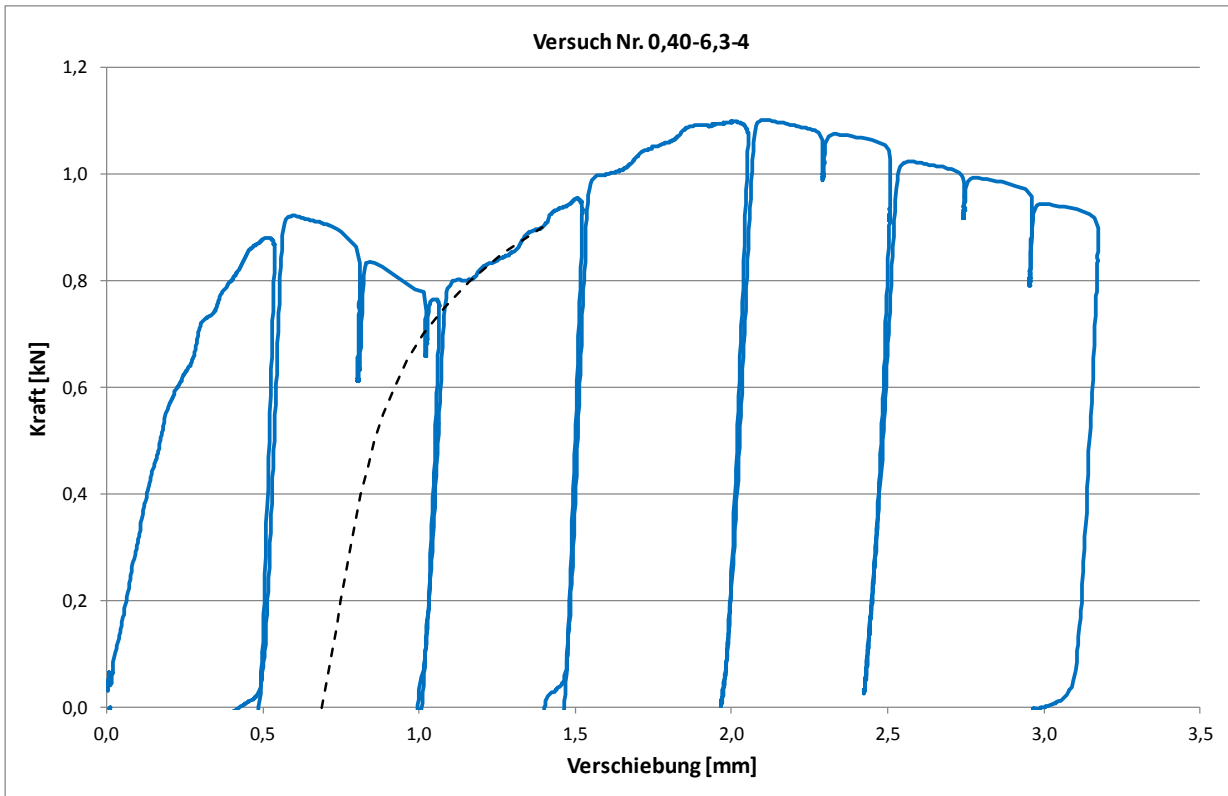
B2.5 Kraft-Verschiebungsdiagramme

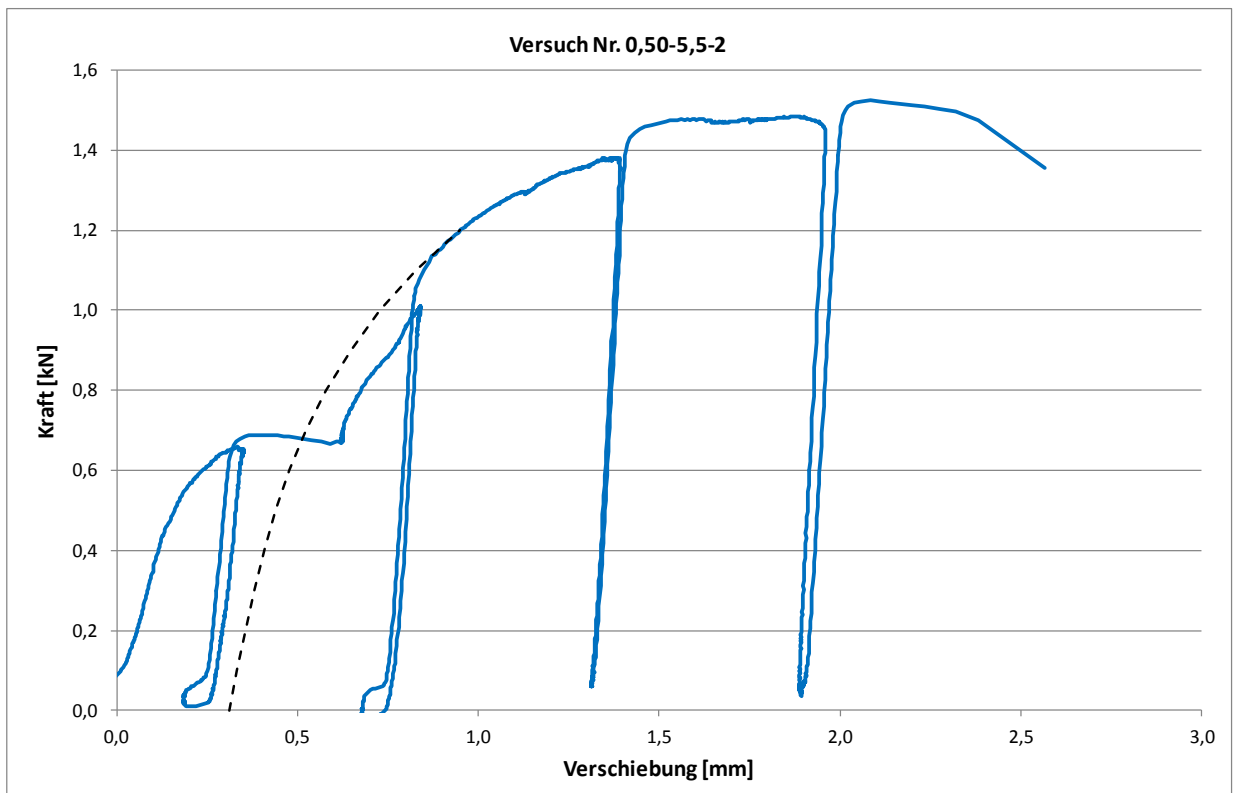
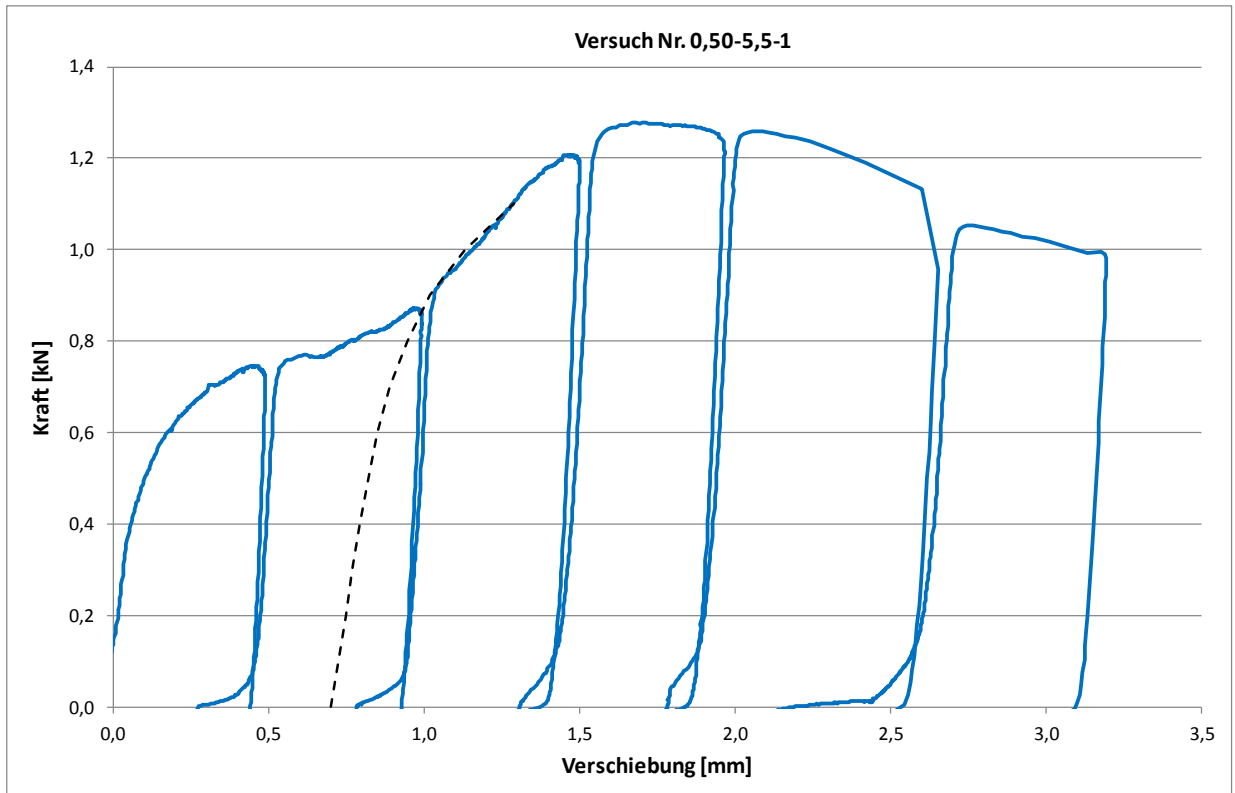


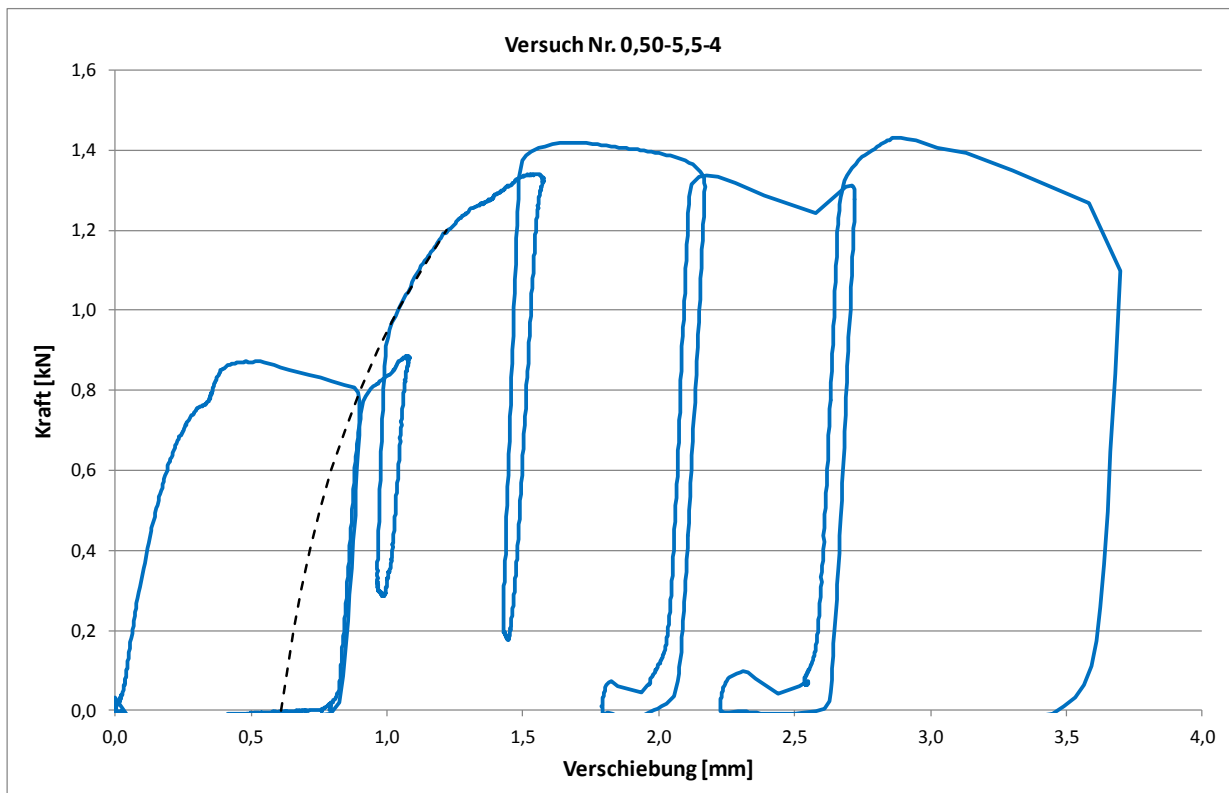
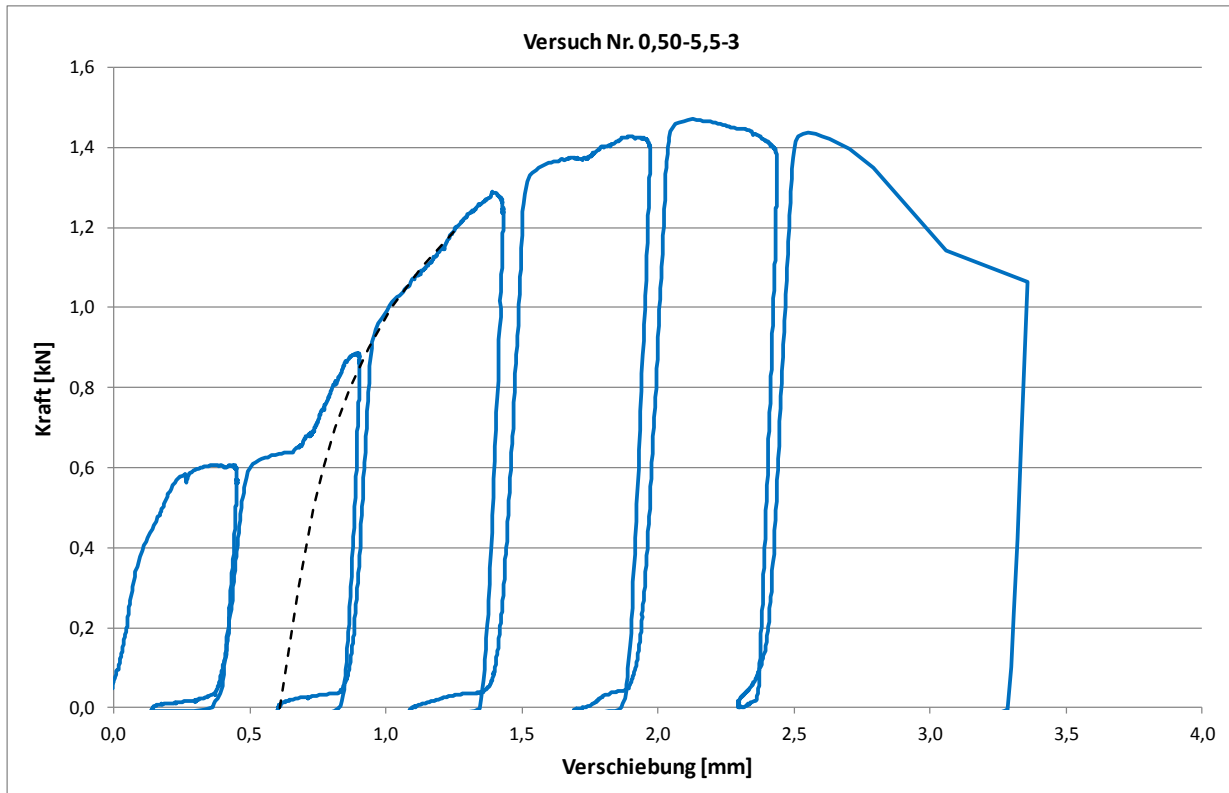


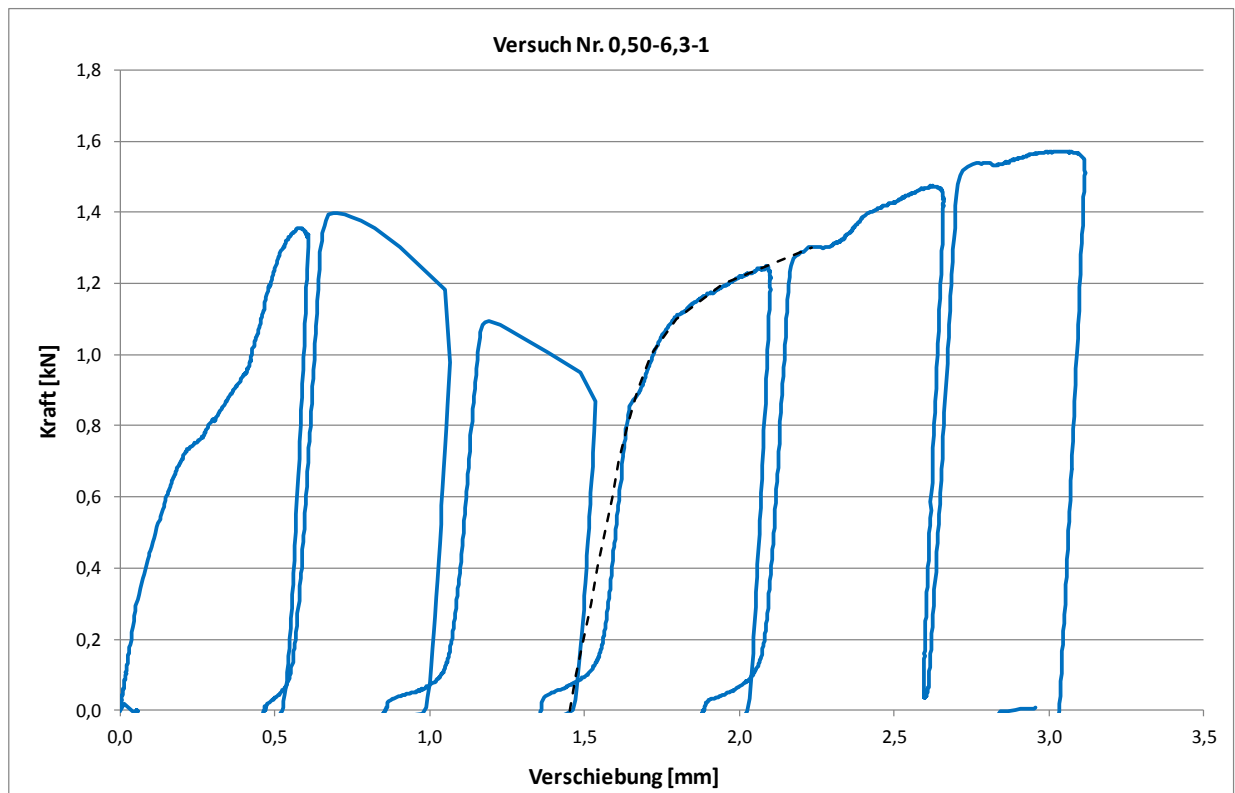
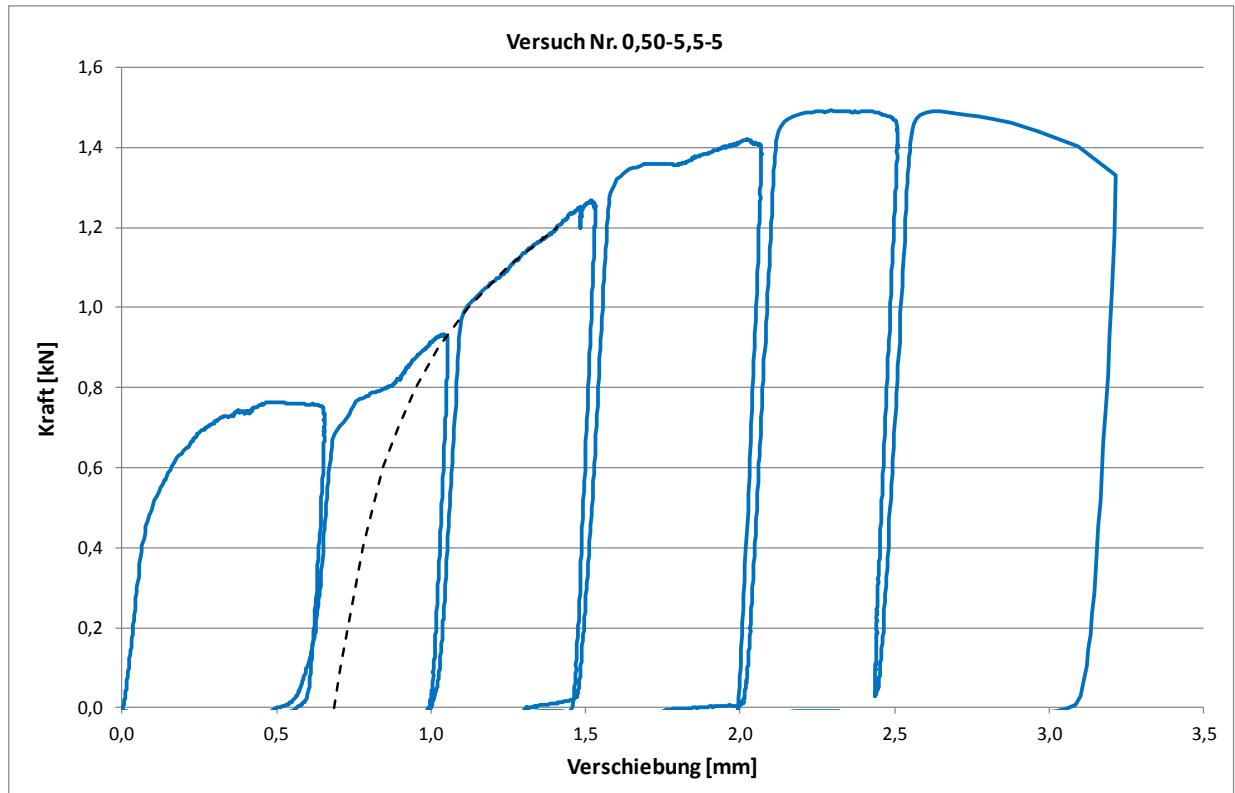


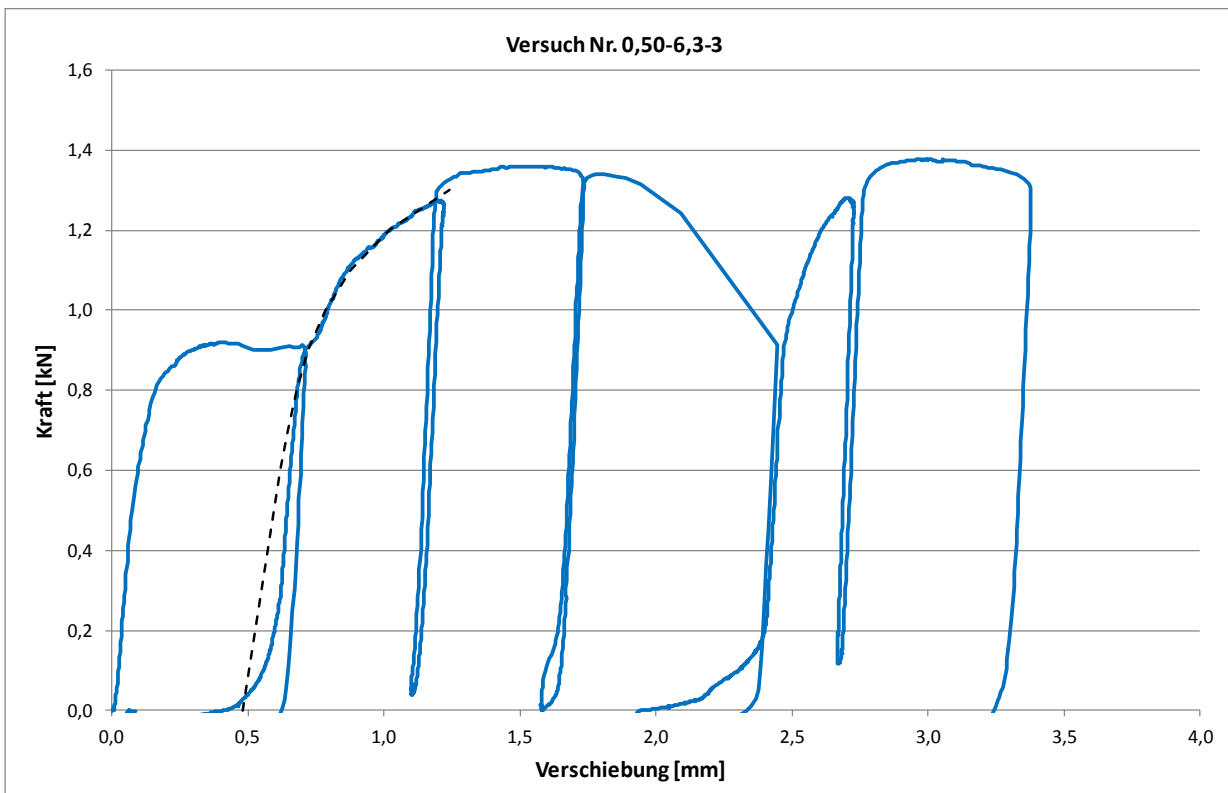
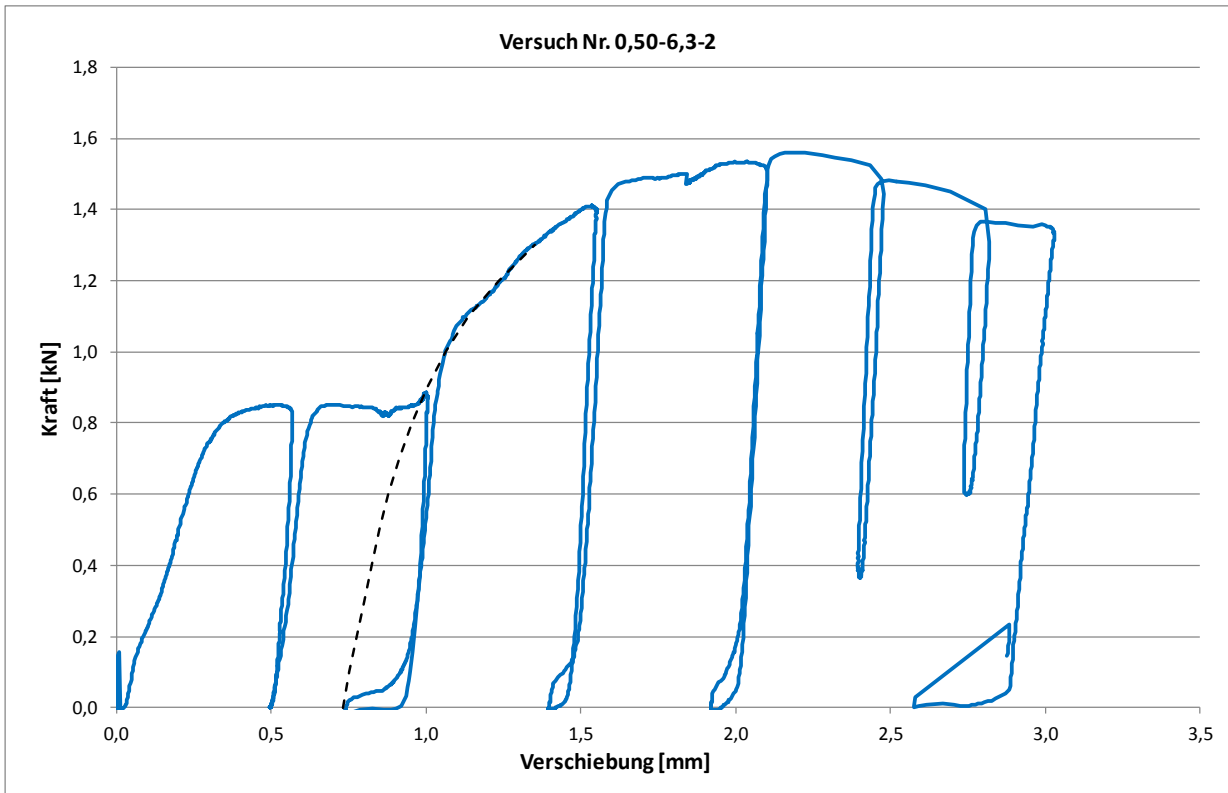


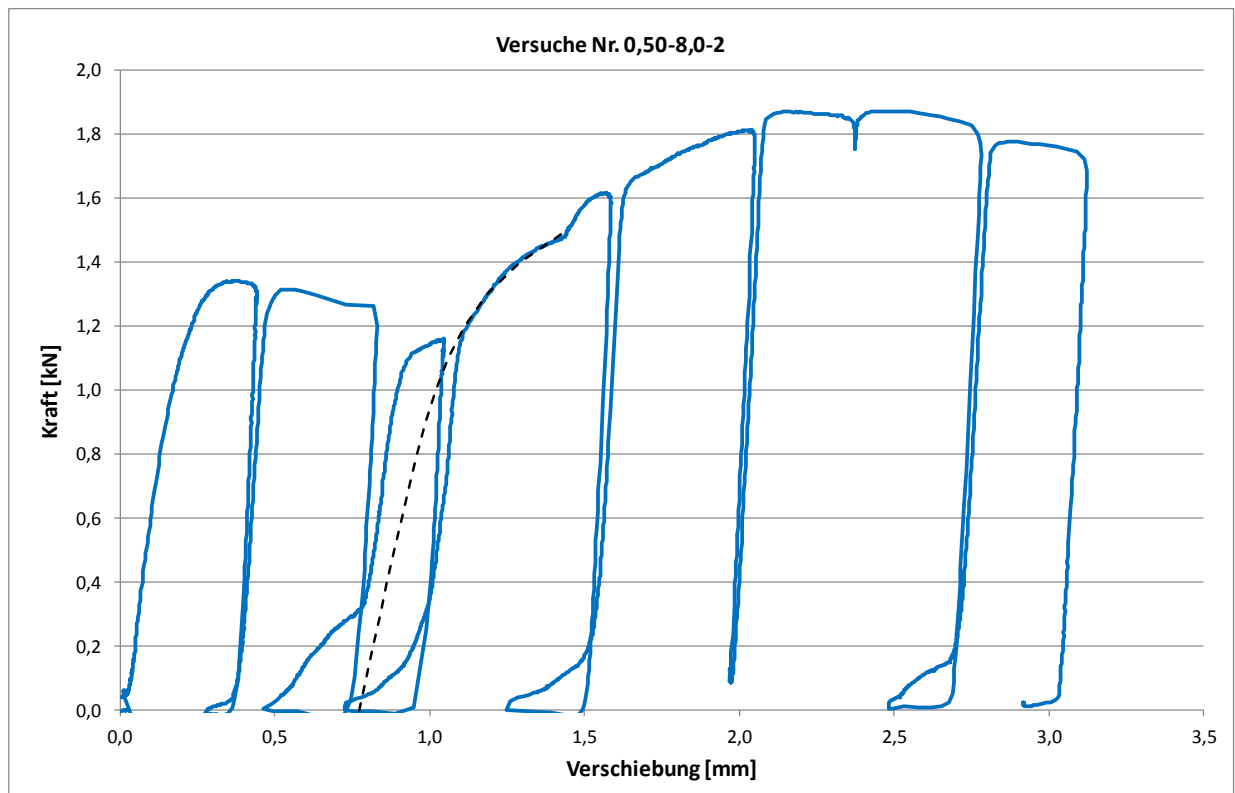
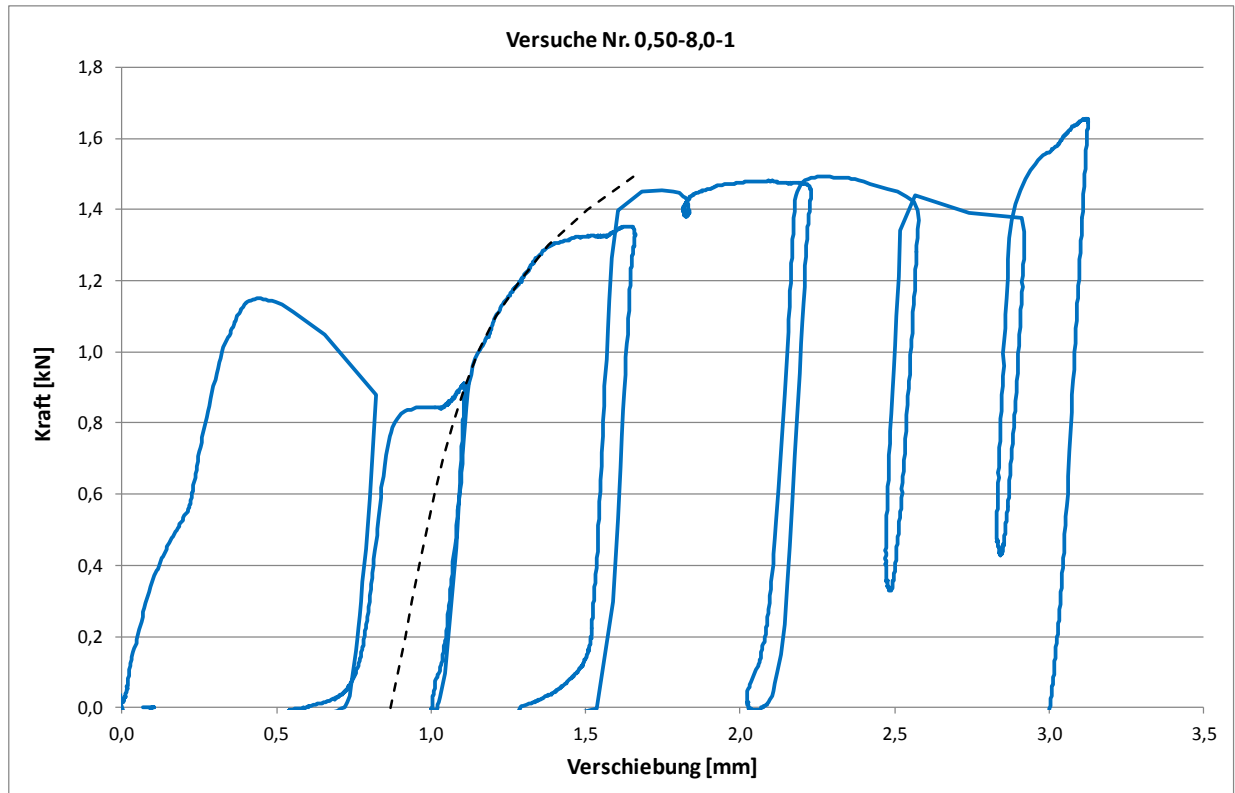


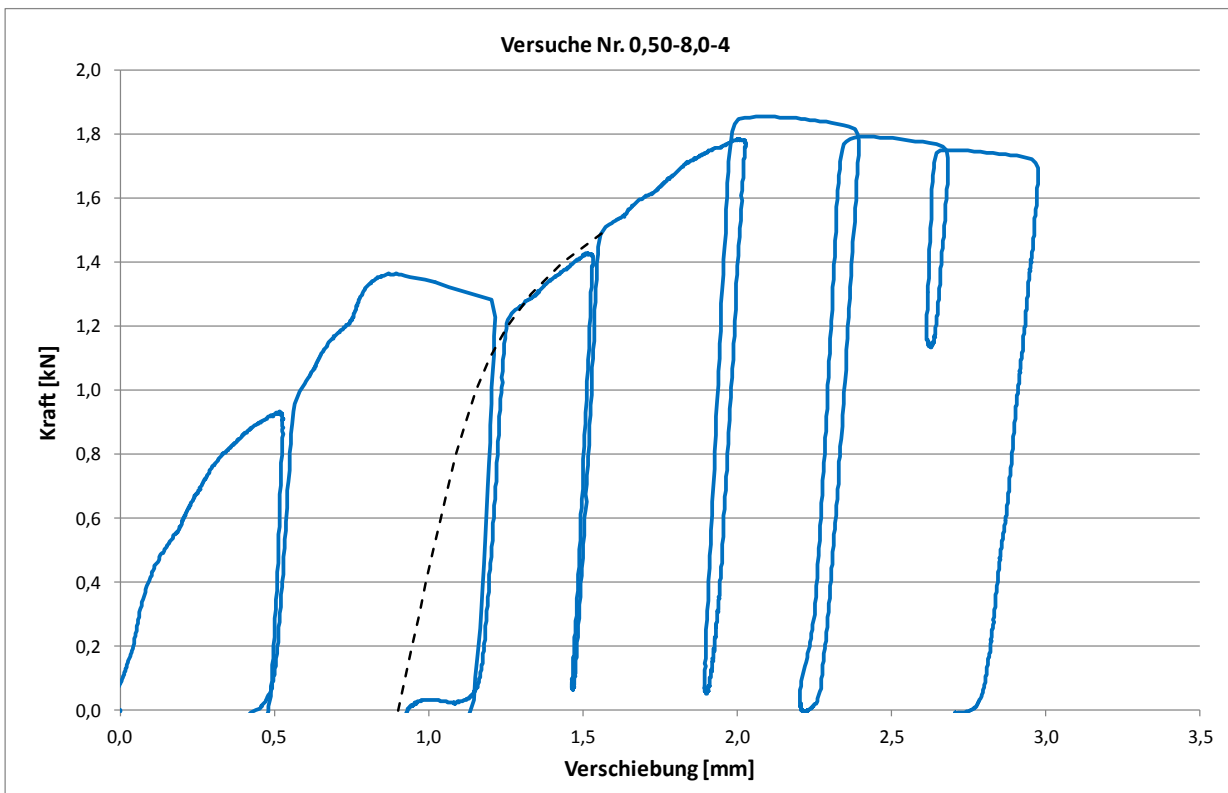
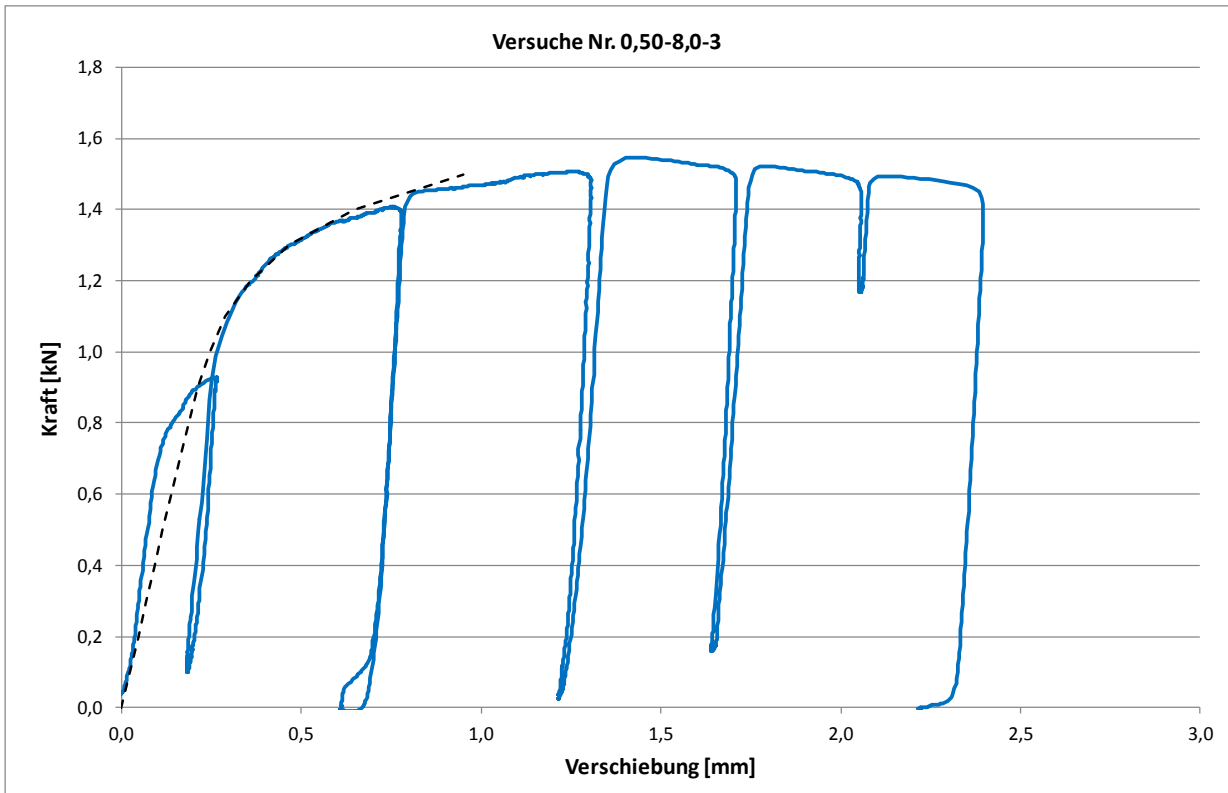


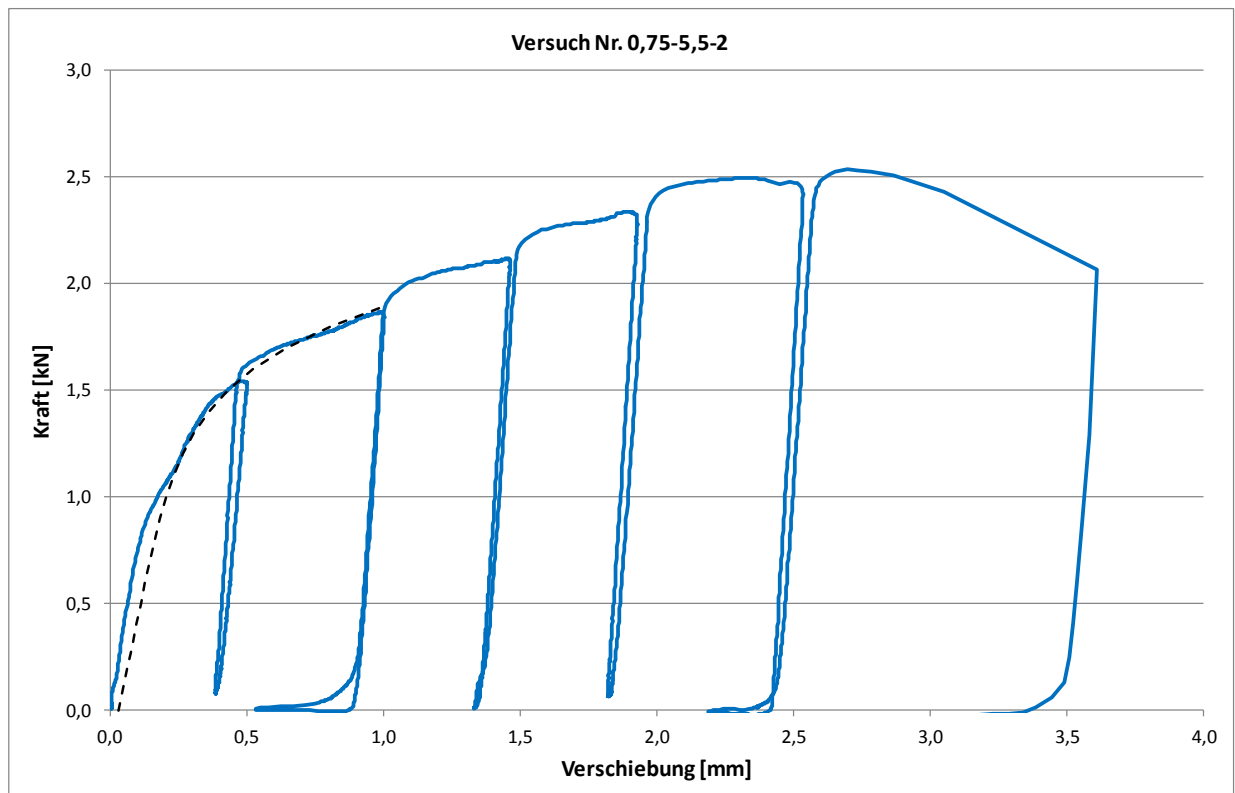
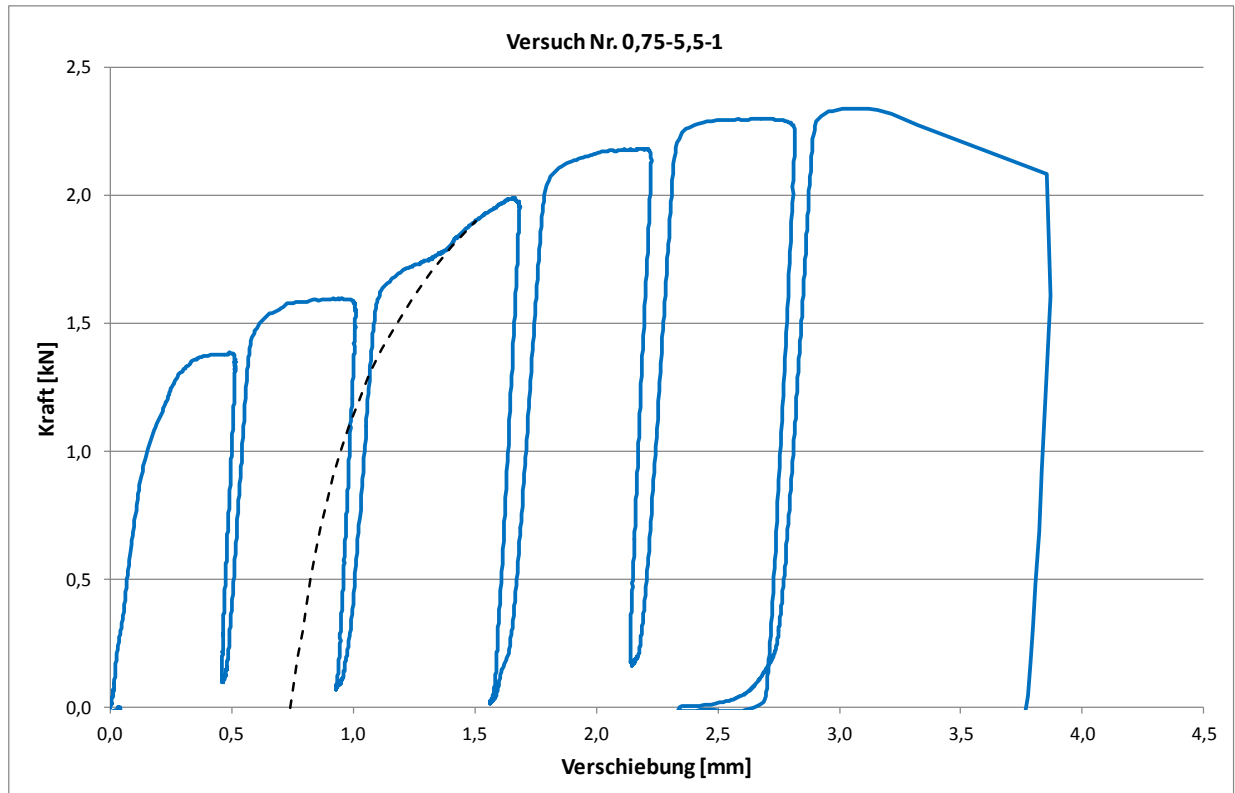


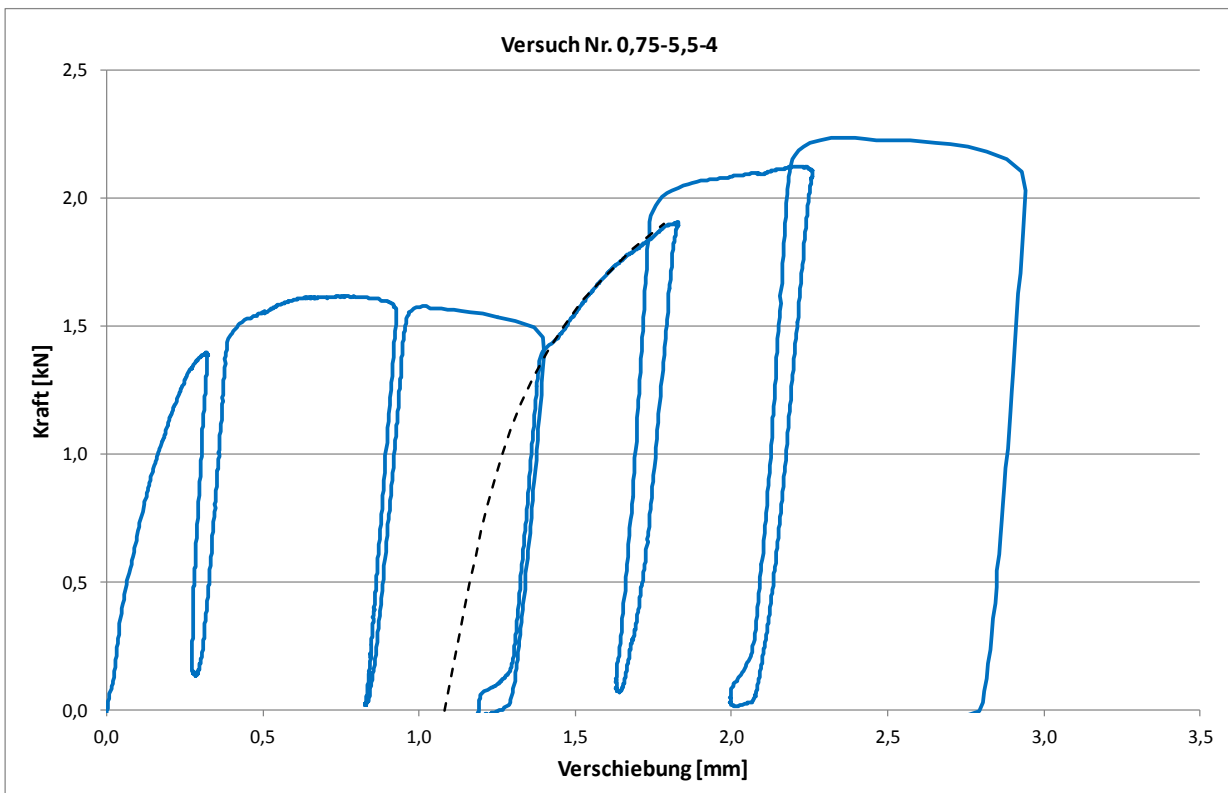
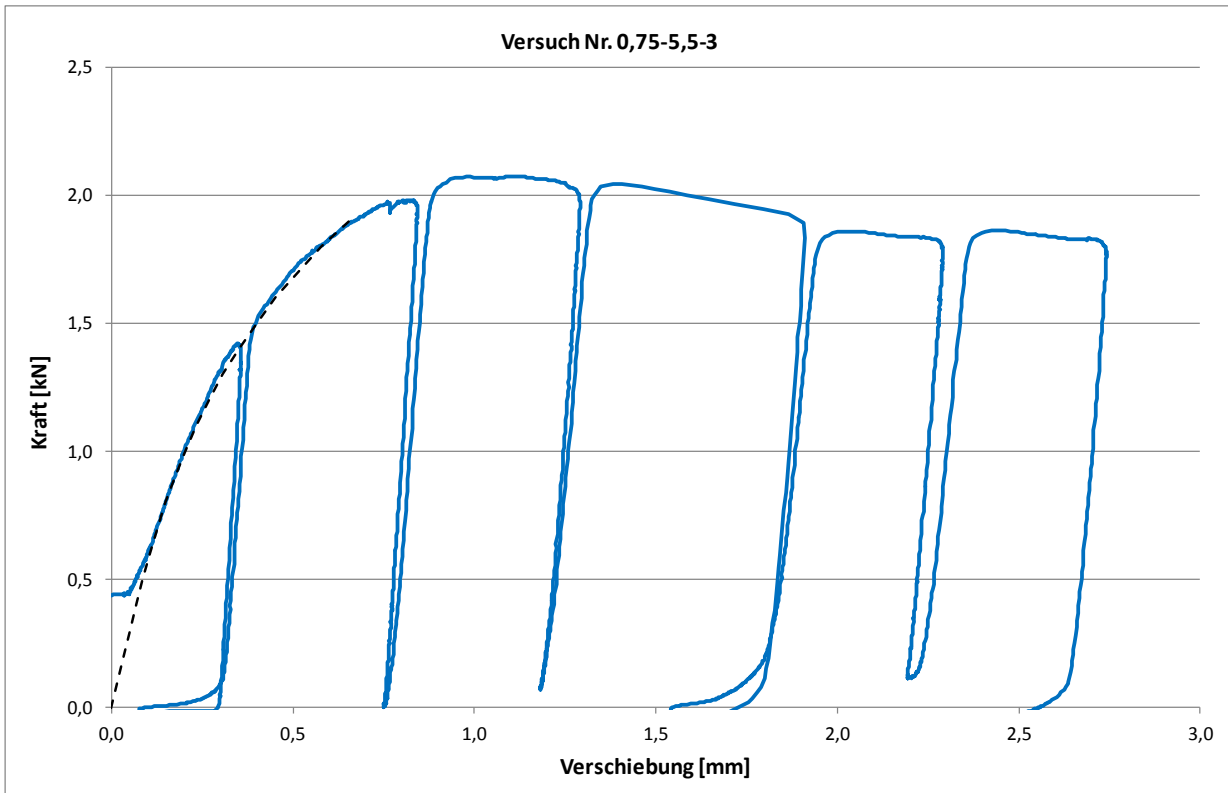


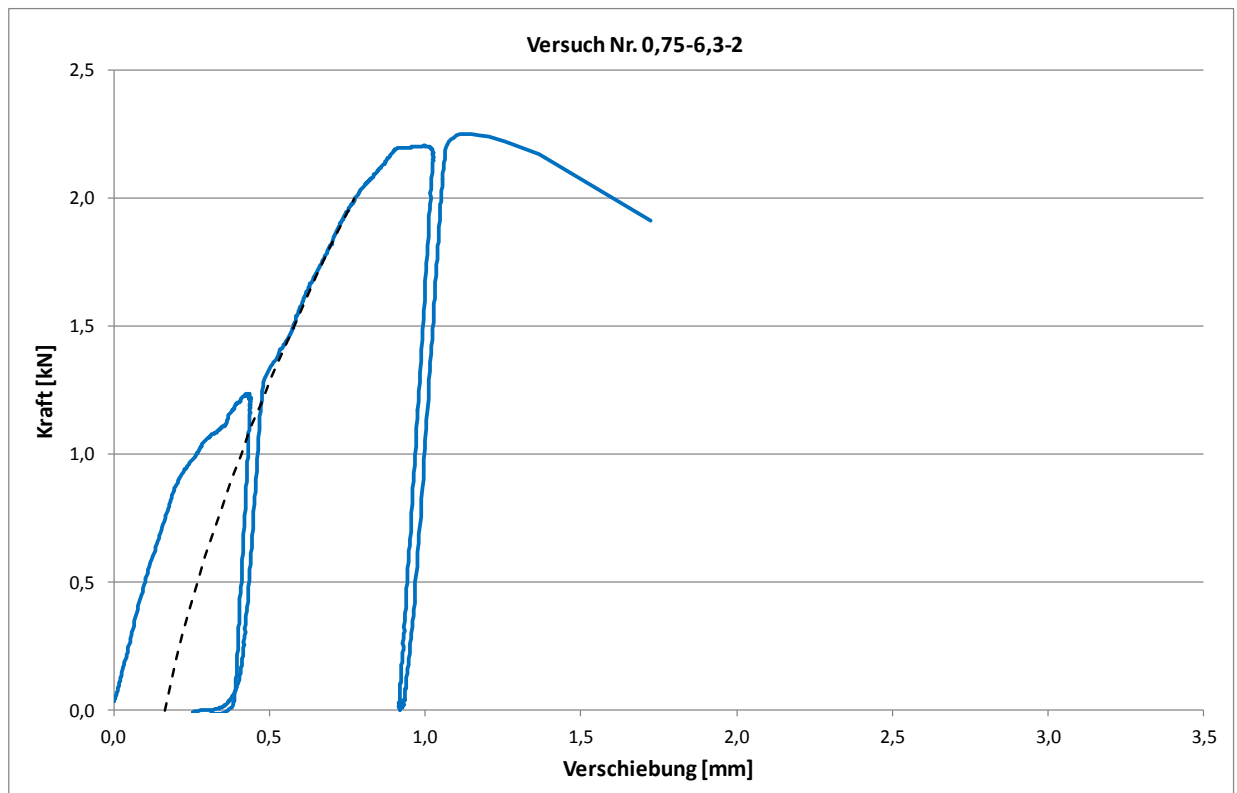
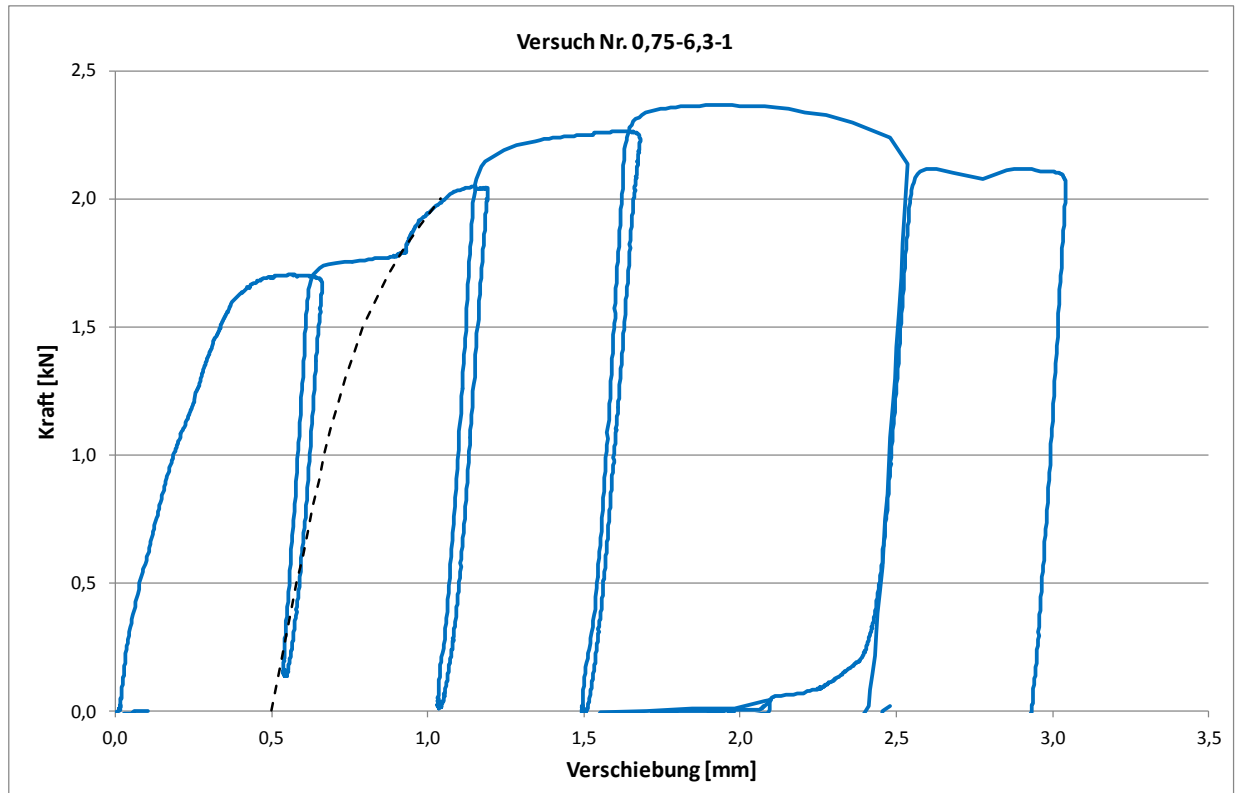


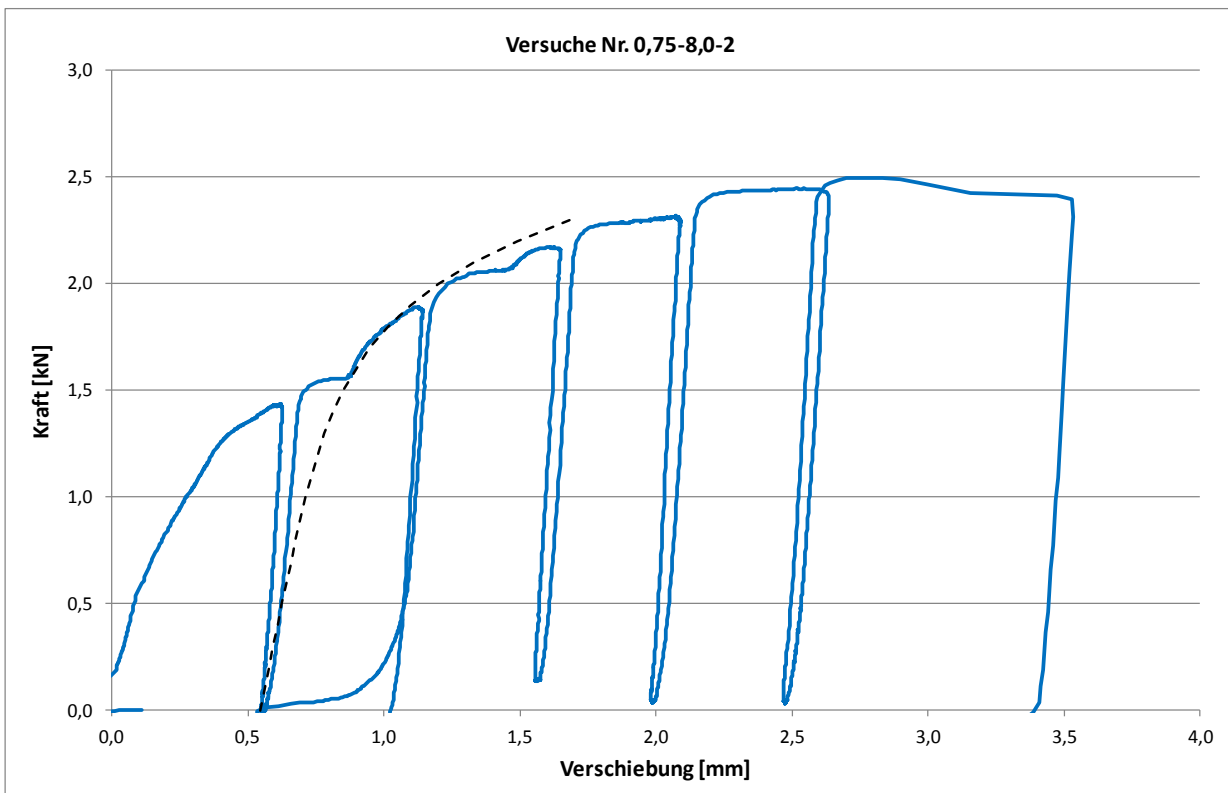
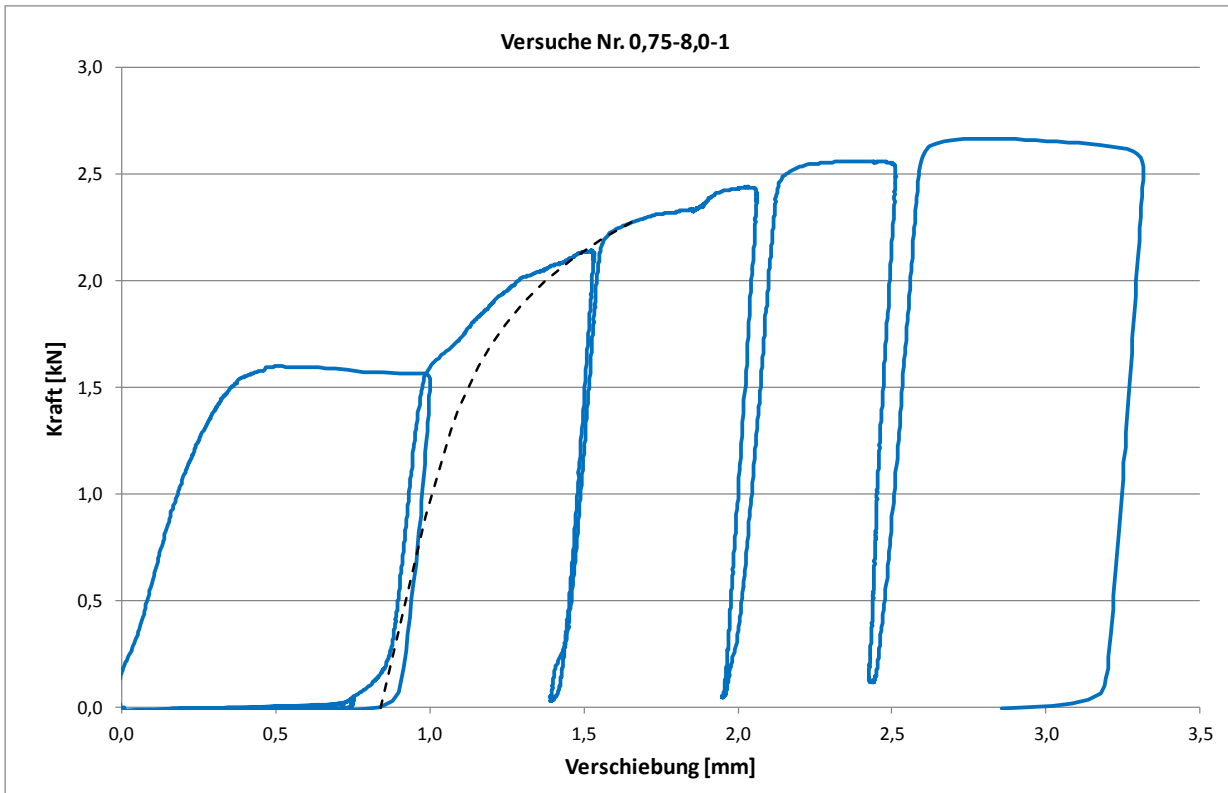


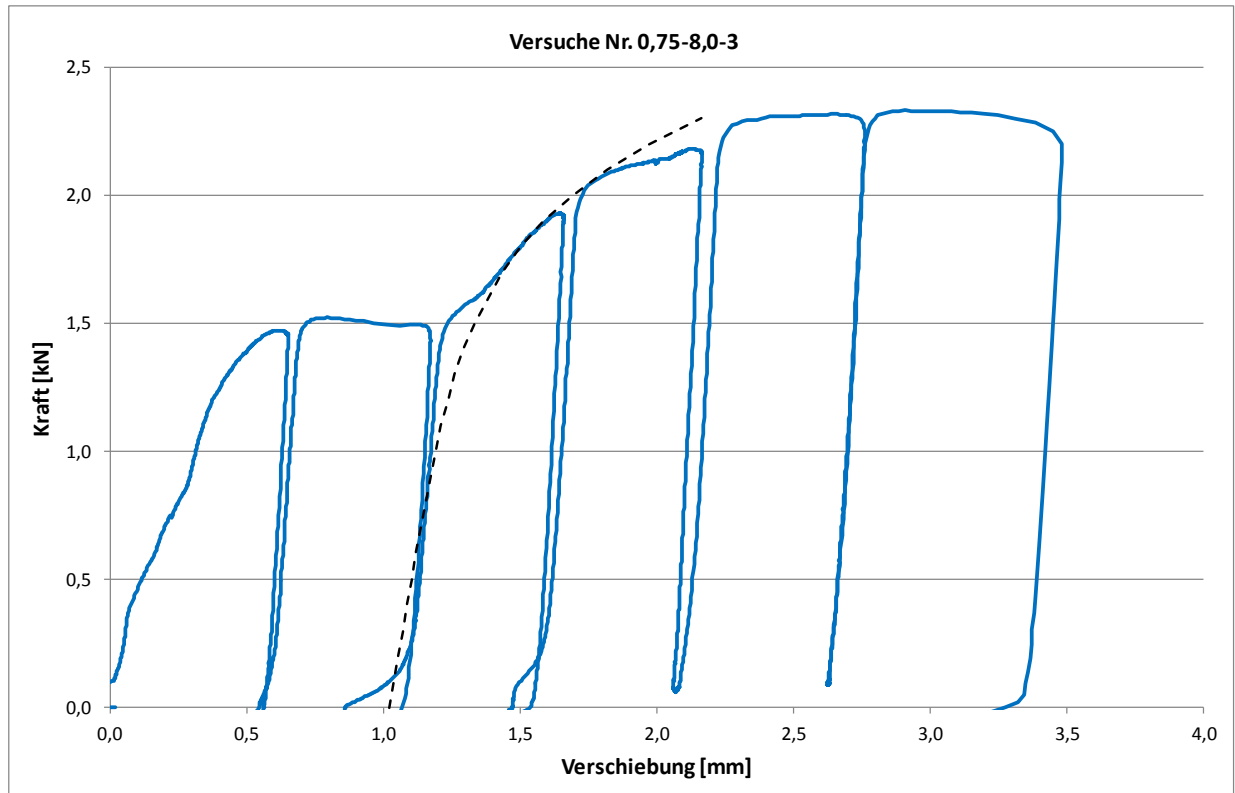












B3 Versuche an Längsstoßverbindungen

B3.1 Tragfähigkeit der Verbindung

Nr.	Verbindungselement	\varnothing_s [mm]	Dichtband	t_{F1} [mm]	$f_{u,F1}$ [N/mm ²]	Maximallast [kN]
0,50-4,8-1	SL2-S-4,8x22	14	ohne	0,47	404	0,95
0,50-4,8-2						0,80
0,50-4,8-3						0,87
Mittelwert						
0,50-4,8-db-1	SL2-S-4,8x22	14	mit	0,47	404	0,87
0,50-4,8-db-2						0,87
0,50-4,8-db-3						0,88
Mittelwert						
0,50-5,5-1	SL2-S-5,5x27	14	ohne	0,47	404	1,16
0,50-5,5-2						1,02
0,50-5,5-3						1,07
Mittelwert						
0,50-5,5-db-1	SL2-S-5,5x27	14	mit	0,47	404	1,03
0,50-5,5-db-2						0,99
0,50-5,5-db-3						1,05
Mittelwert						
						1,02

Nr.	Verbindungselement	\varnothing_s [mm]	Dichtband	t_{F1} [mm]	$f_{u,F1}$ [N/mm ²]	Maximallast [kN]
0,50-6,3-1	SL2-S-L12-6,3x28	14	ohne	0,47	404	1,30
0,50-6,3-2						1,05
0,50-6,3-3						1,17
Mittelwert 1,17						
0,50-6,3-db-1	SL2-S-L12-6,3x28	14	mit	0,47	404	1,14
0,50-6,3-db-2						1,17
0,50-6,3-db-3						1,10
Mittelwert 1,14						
0,75-4,8-1	SL2-S-4,8x22	14	ohne	0,69	387	1,77
0,75-4,8-2						1,49
0,75-4,8-3						1,76
Mittelwert 1,67						
0,75-4,8-db-1	SL2-S-4,8x22	14	mit	0,69	387	1,90
0,75-4,8-db-2						2,00
0,75-4,8-db-3						1,92
Mittelwert 1,94						

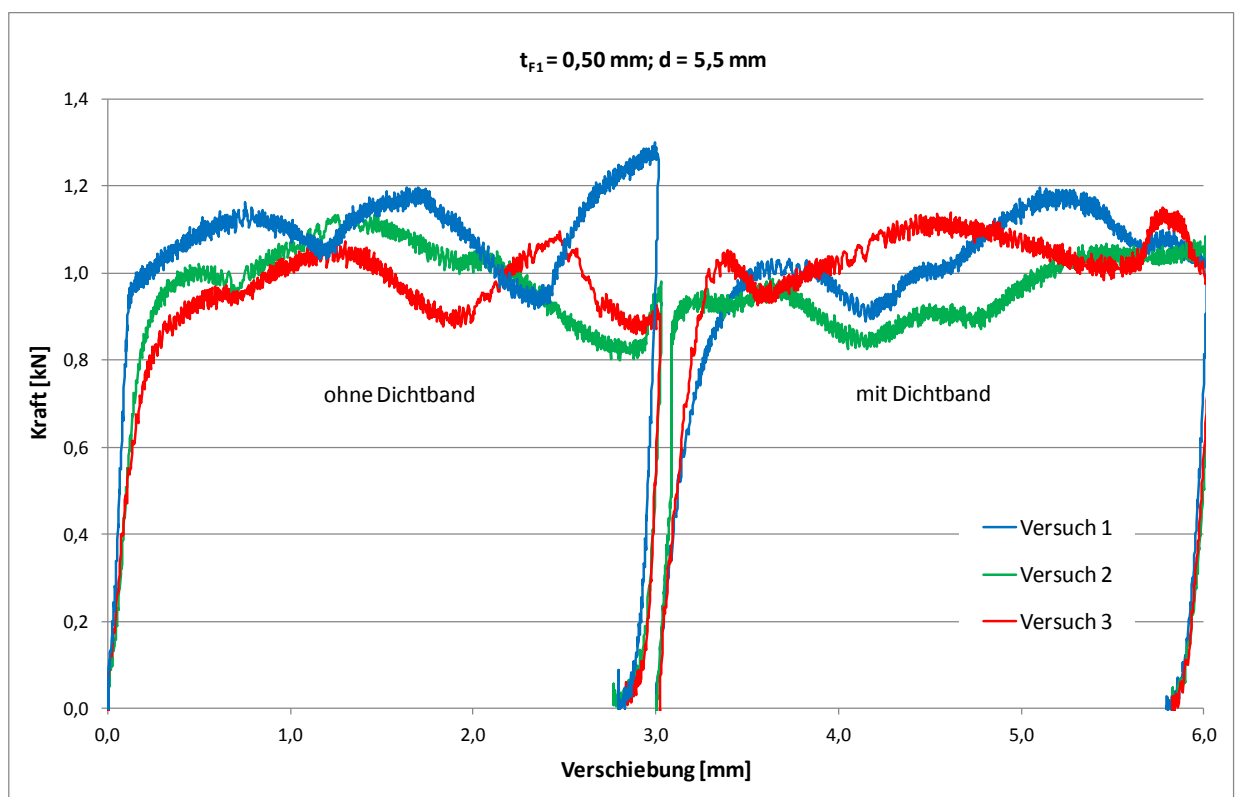
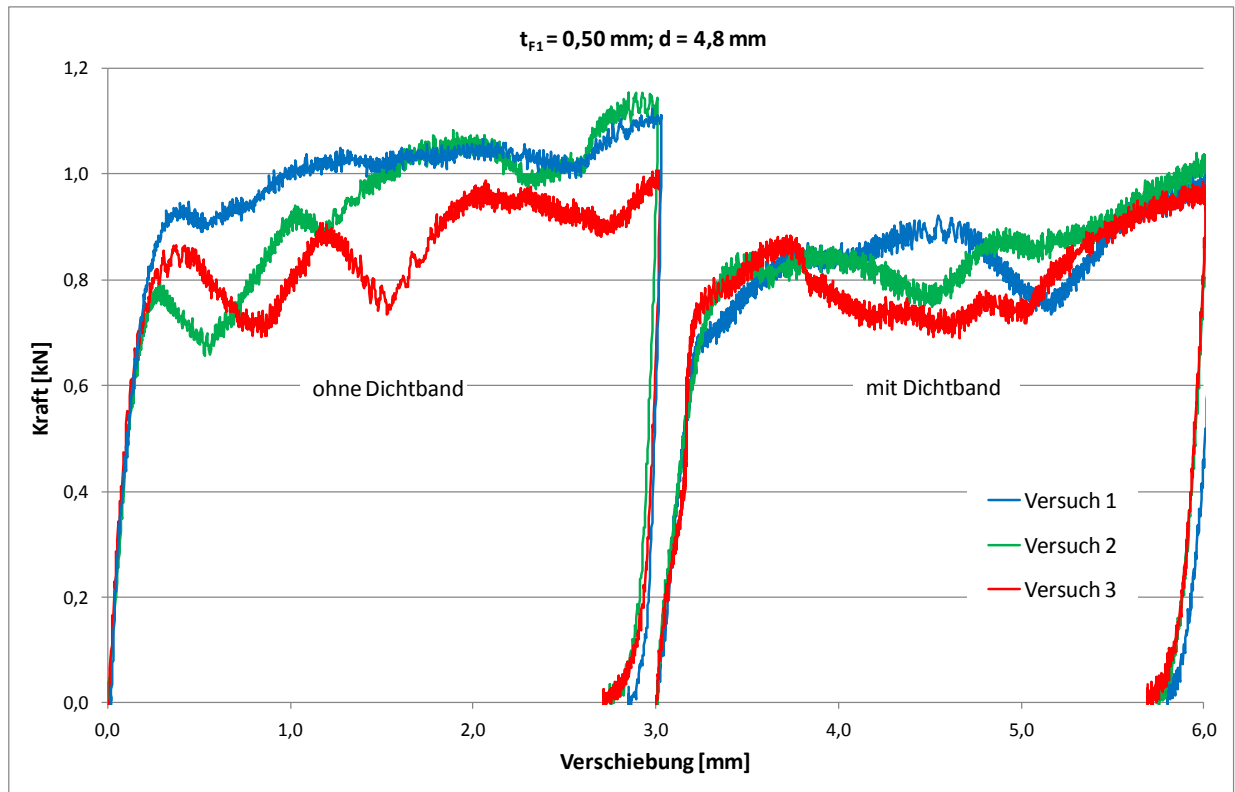
Nr.	Verbindungselement	\varnothing_s [mm]	Dichtband	t_{F1} [mm]	$f_{u,F1}$ [N/mm ²]	Maximallast [kN]
0,75-5,5-1	SL2-S-5,5x27	14	ohne	0,69	387	1,90
0,75-5,5-2						2,02
0,75-5,5-3						1,80
					Mittelwert	1,91
0,75-5,5-db-1	SL2-S-5,5x27	14	mit	0,69	387	2,23
0,75-5,5-db-2						2,05
0,75-5,5-db-3						1,87
					Mittelwert	2,05
0,75-6,3-1	SL2-S-L12-6,3x28	14	ohne	0,69	387	2,33
0,75-6,3-2						2,19
0,75-6,3-3						2,42
					Mittelwert	2,31
0,75-6,3-db-1	SL2-S-L12-6,3x28	14	mit	0,69	387	2,20
0,75-6,3-db-2						2,18
0,75-6,3-db-3						2,35
					Mittelwert	2,24

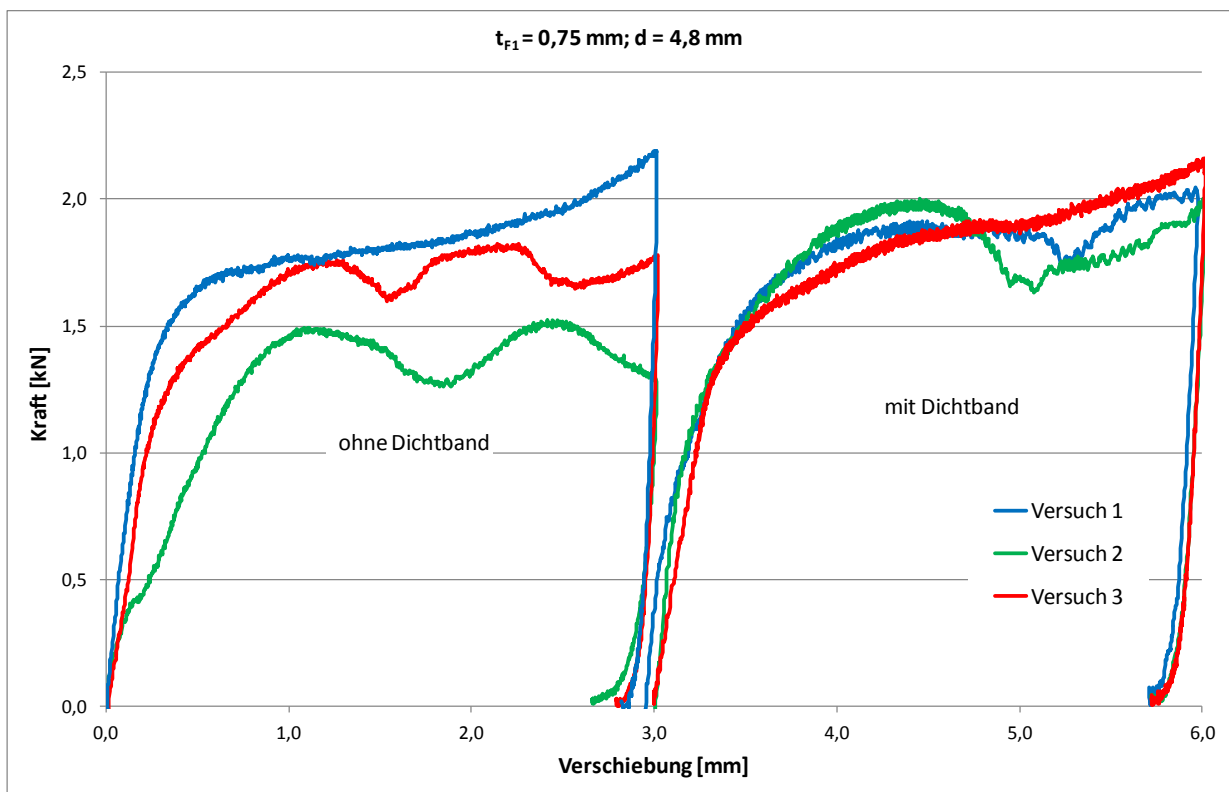
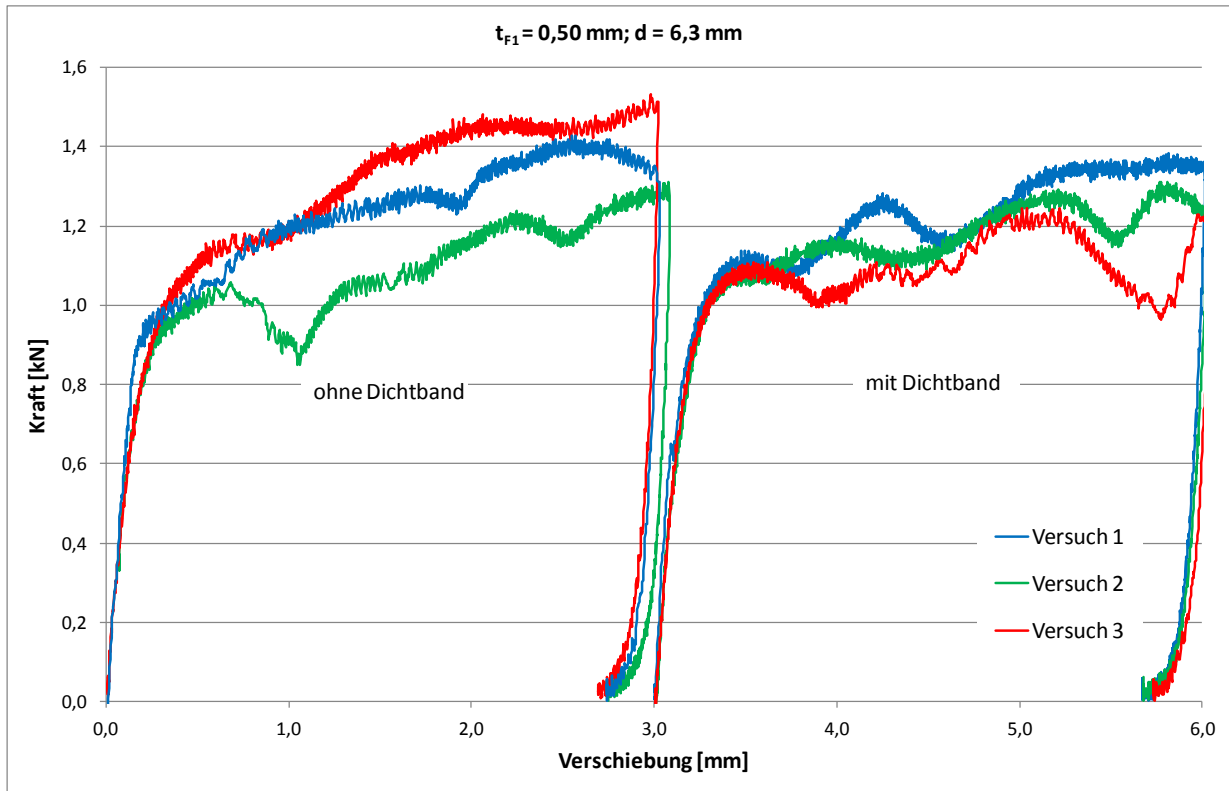
B3.2 Steifigkeit der Verbindung

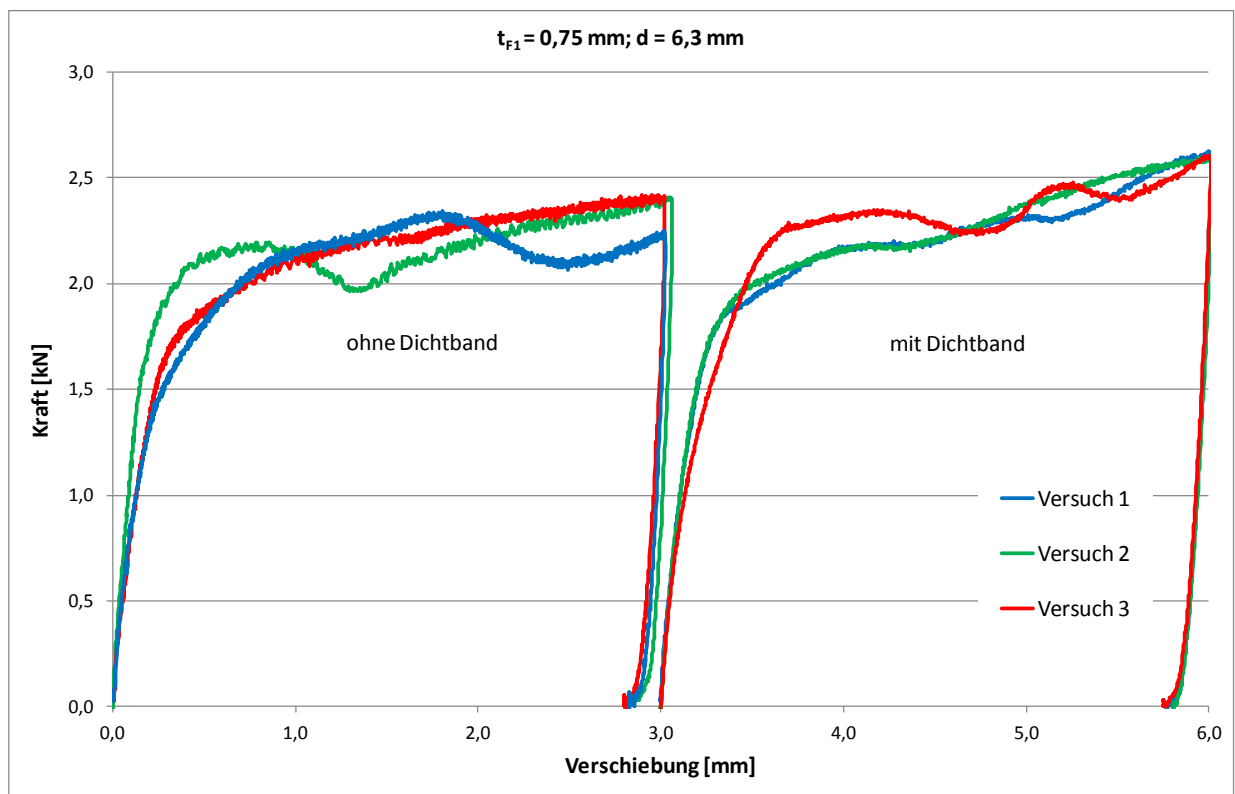
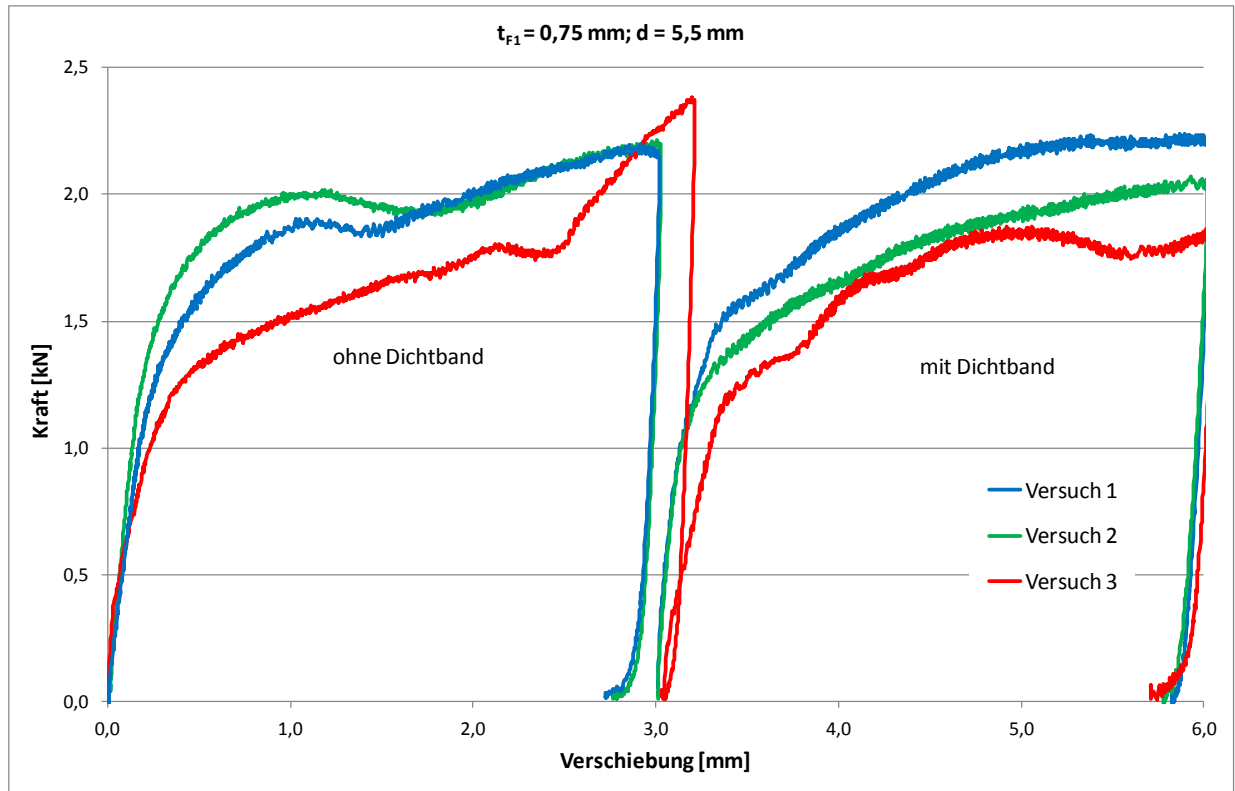
Nummer	Verbindungselement	t_{F1} [mm]	$0,5 \cdot V_{Rk}$ [kN]	$f(0,5 \cdot V_{Rk})$ [mm]	k_V [kN/mm]	$k_V/t_{F1}/d$ [kN/mm ³]
0,50-4,8-1	SL2-S-4,8x22	0,47	0,456	0,09	5,07	2,25
0,50-4,8-2					4,56	2,02
0,50-4,8-3					5,70	2,53
0,50-4,8-dB-1					3,51	1,56
0,50-4,8-dB-2					3,26	1,44
Mittelwert					1,96	
0,50-5,5-2	SL2-S-5,5x27	0,47	0,488	0,10	4,88	1,89
0,50-5,5-3					4,88	1,89
0,50-5,5-dB-1					4,07	1,57
0,50-5,5-dB-3					4,44	1,72
Mittelwert					1,77	
0,50-6,3-2	SL2-S-L12-6,3x28	0,47	0,523	0,10	5,23	1,77
0,50-6,3-3					5,81	1,96
0,50-6,3-dB-2					5,81	1,96
0,50-6,3-dB-3					5,81	1,96
Mittelwert					1,91	

Nummer	Verbindungselement	t_{F1} [mm]	$0,5 \cdot \sqrt{R_k}$ [kN]	$f(0,5 \cdot \sqrt{R_k})$ [mm]	k_v [kN/mm]	$k_v/t_{F1}/d$ [kN/mm ³]
0,75-4,8-1	SL2-S-4,8x22	0,69	0,778	0,11	7,07	2,13
0,75-4,8-3				0,16	4,86	1,47
0,75-4,8-db-2				0,12	6,48	1,96
0,75-4,8-db-3				0,17	4,57	1,38
Mittelwert						
0,75-5,5-1	SL2-S-5,5x27	0,69	0,832	0,13	6,40	1,69
0,75-5,5-2				0,11	7,57	1,99
0,75-5,5-db-1				0,10	8,32	2,19
0,75-5,5-db-2				0,10	8,32	2,19
Mittelwert						
0,75-6,3-1	SL2-S-L12-6,3x28	0,69	0,891	0,11	8,10	1,86
0,75-6,3-3				0,11	8,10	1,86
0,75-6,3-db-1				0,09	9,90	2,28
0,75-6,3-db-2				0,09	9,90	2,28
0,75-6,3-db-3	0,11	8,10	1,86			
Mittelwert						
2,02						
Mittelwert						
2,03						

B3.3 Kraft-Verschiebungsdiagramme







B4 Versuche an Verbindungen zwischen Sandwichelementen und Stahlunterkonstruktion

B4.1 Zusammenstellung der durchgeführten Versuche

Nr.	Verbindungselement	t_{F2} [mm]	$f_{u,F2}$ [N/mm ²]	t_{sup} [mm]	d_s [mm]	d_1 [mm]	D [mm]
0,50-2,0-5,5-1	JT3-6-5,5x130, $\varnothing_s = 22$ mm	0,47	404	2,01	4,53	3,96	100
0,50-3,0-6,3-1	JZ3-6,3x150, $\varnothing_s = 16$ mm (Vorbohrdurchmesser 5,3 mm)	0,47	404	3,07	5,25	4,76	100
0,50-3,0-6,3-2							
0,50-3,0-6,3-3							
0,50-4,0-8,0-1	JZ3-8,0x150, $\varnothing_s = 22$ mm (Vorbohrdurchmesser 6,8 mm)	0,47	404	3,87	6,81	6,12	100
0,50-4,0-8,0-2							
0,60-2,0-5,5-1	JT3-6-5,5x130, $\varnothing_s = 22$ mm	0,54	455	2,01	4,53	3,96	100
0,60-2,0-5,5-2							
0,60-2,0-5,5-3							
0,60-3,0-6,3-1	JZ3-6,3x150, $\varnothing_s = 16$ mm (Vorbohrdurchmesser 5,3 mm)	0,54	455	3,07	5,25	4,76	100
0,60-3,0-6,3-2							
0,60-3,0-6,3-3							
0,60-4,0-8,0-1	JZ3-8,0x150, $\varnothing_s = 22$ mm (Vorbohrdurchmesser 6,8 mm)	0,54	455	3,87	6,81	6,12	100
0,60-4,0-8,0-2							
0,60-5,0-5,5-1	JT3-12-5,5x138, $\varnothing_s = 16$ mm	0,54	455	5,39	4,54	4,01	100
0,60-5,0-5,5-2							
0,60-6,0-6,3-1	JZ3-6,3x150, $\varnothing_s = 16$ mm (Vorbohrdurchmesser 5,5 mm)	0,54	455	6,16	5,25	4,76	100
0,60-6,0-6,3-2							
0,75-5,0-5,5-1	JT3-12-5,5x138, $\varnothing_s = 16$ mm	0,76	403	5,39	4,53	4,01	100
0,75-5,0-5,5-2							
0,75-5,0-5,5-3							
0,75-6,0-6,3-1	JZ3-6,3x150, $\varnothing_s = 16$ mm (Vorbohrdurchmesser 5,5 mm)	0,76	403	6,16	5,25	4,76	100
0,75-6,0-6,3-2							
0,75-6,0-6,3-3							
0,75-8,0-8,0-1	JZ3-8,0x150, $\varnothing_s = 22$ mm (Vorbohrdurchmesser 7,2 mm)	0,76	403	7,92	6,81	6,12	100
0,75-8,0-8,0-2							
0,75-8,0-8,0-3							

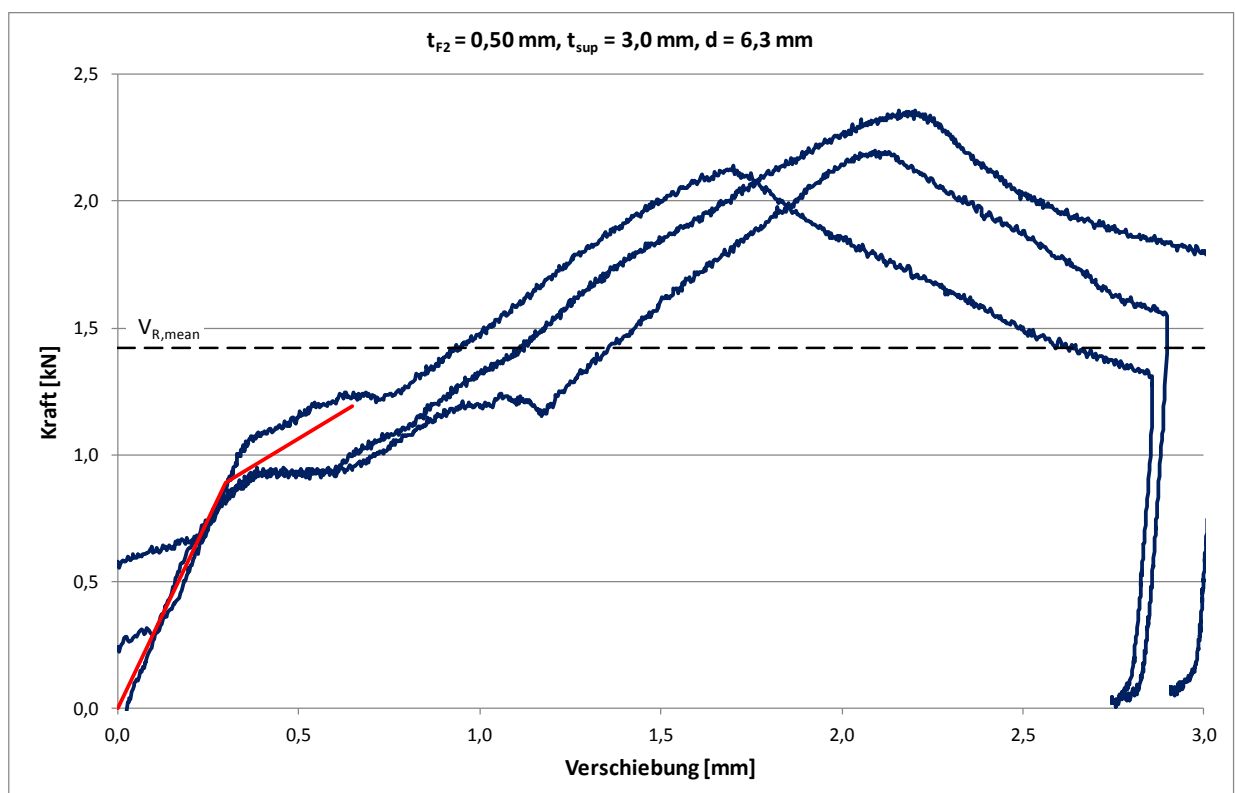
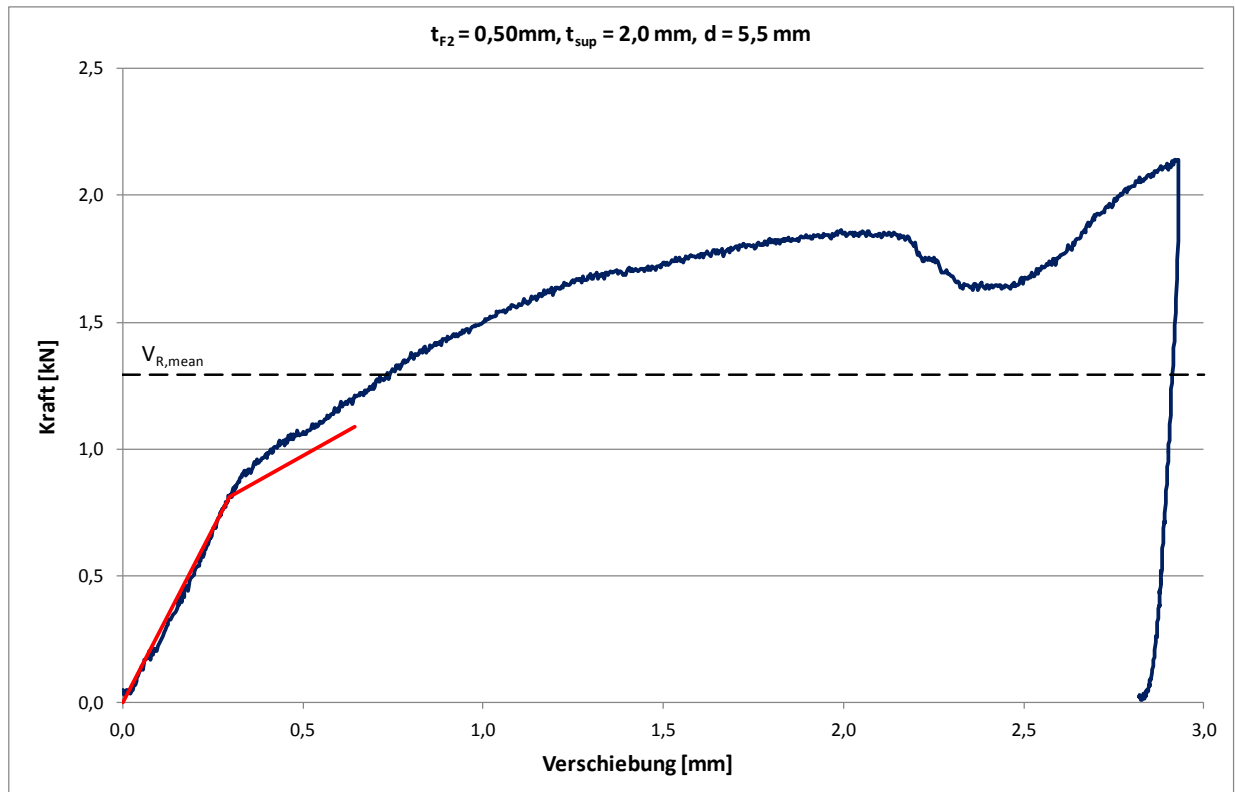
B4.2 Statistische Auswertung der Versuche

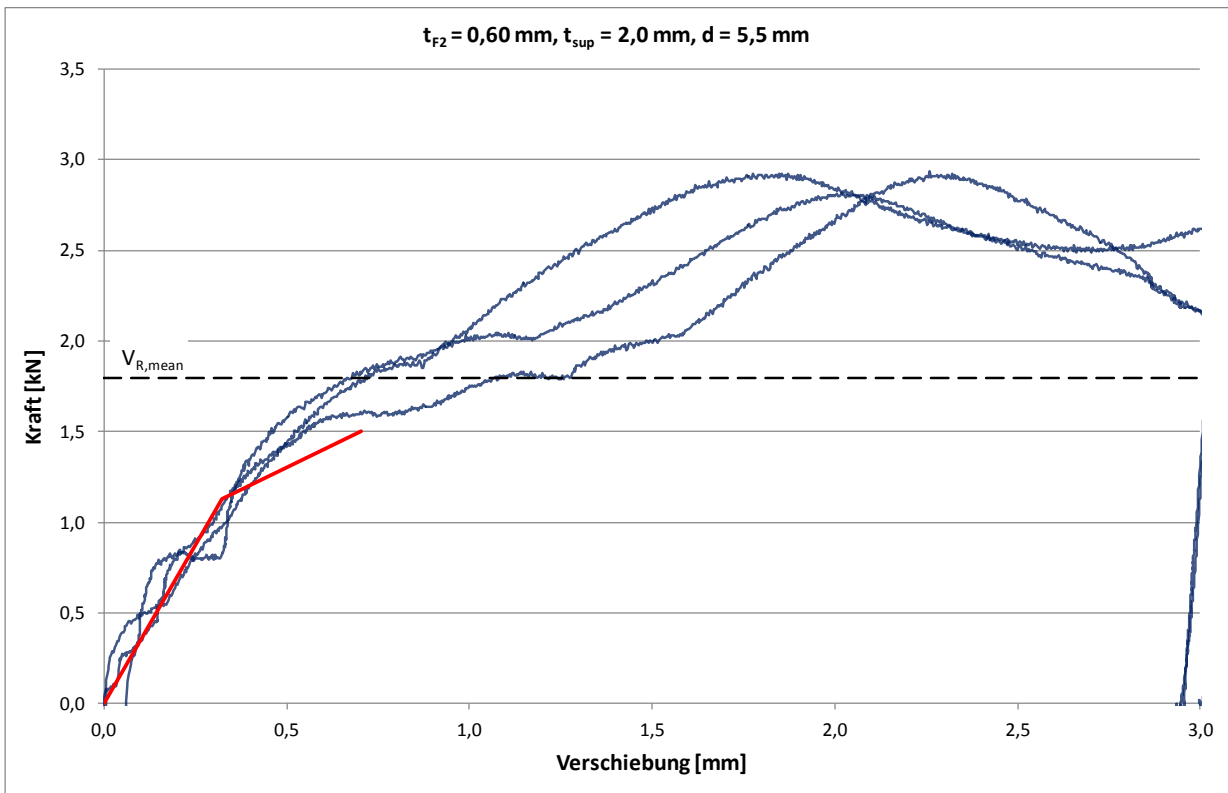
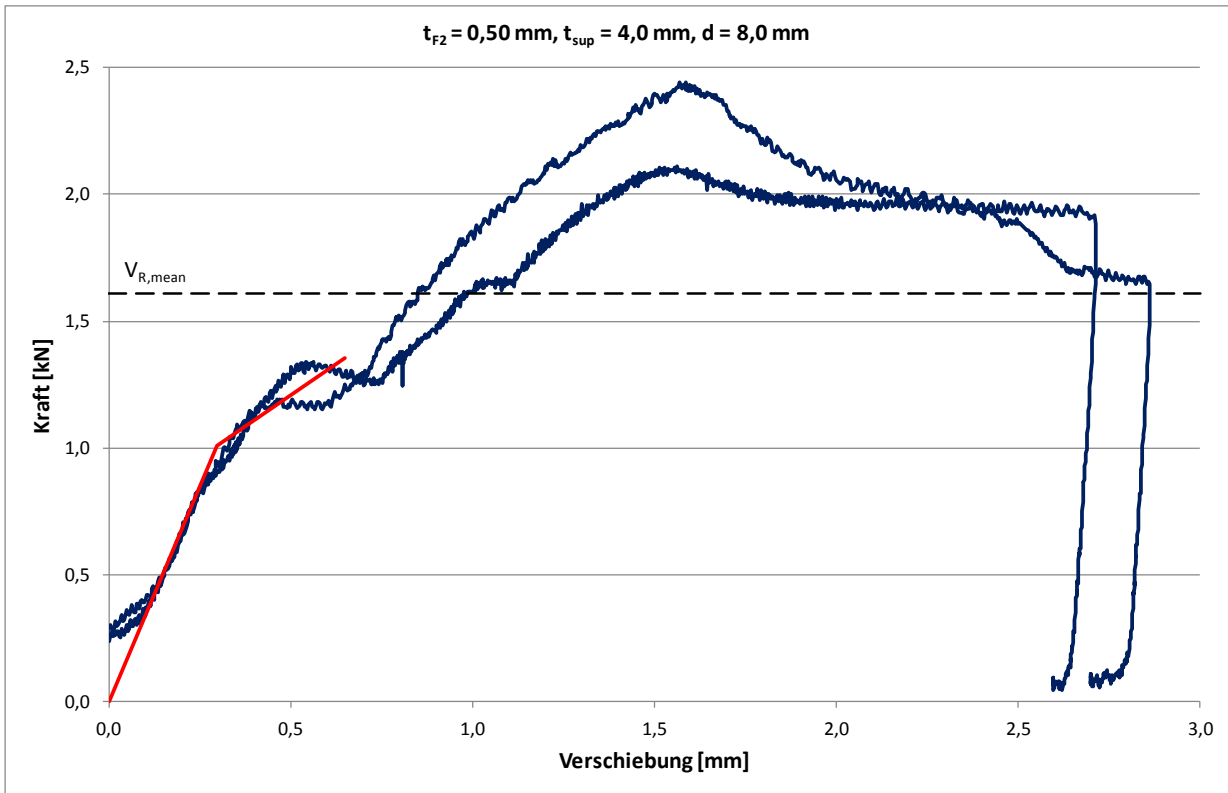
Nr.	k_v [N/mm]	$k_v / k_{v,mean}$ [-]
0,50-3,0-6,3-1	2902	1,05
0,50-3,0-6,3-2	2645	0,96
0,50-3,0-6,3-3	2737	0,99
Mittelwert	2761	
0,50-4,0-8,0-1	2851	0,97
0,50-4,0-8,0-2	3036	1,03
Mittelwert	2943	
0,60-2,0-5,5-1	3162	0,99
0,60-2,0-5,5-2	3014	0,95
0,60-2,0-5,5-3	3377	1,06
Mittelwert	3184	
0,60-3,0-6,3-1	3784	1,03
0,60-3,0-6,3-2	3737	1,02
0,60-3,0-6,3-3	3497	0,95
Mittelwert	3673	
0,60-4,0-8,0-1	3747	1,04
0,60-4,0-8,0-2	3461	0,96
Mittelwert	3604	
0,60-5,0-5,5-1	2801	1,00
0,60-5,0-5,5-2	2801	1,00
Mittelwert	2801	
0,60-6,0-6,3-1	3591	1,01
0,60-6,0-6,3-2	3518	0,99
Mittelwert	3554	
0,75-5,0-5,5-1	3650	0,99
0,75-5,0-5,5-2	3734	1,01
0,75-5,0-5,5-3	3726	1,01
Mittelwert	3703	
0,75-6,0-6,3-1	4041	1,04
0,75-6,0-6,3-2	4264	1,10
0,75-6,0-6,3-3	3297	0,85
Mittelwert	3867	
0,75-8,0-8,0-1	4490	1,00
0,75-8,0-8,0-2	4500	1,00
0,75-8,0-8,0-3	4500	1,00
Mittelwert	4496	
	Varianz	0,047

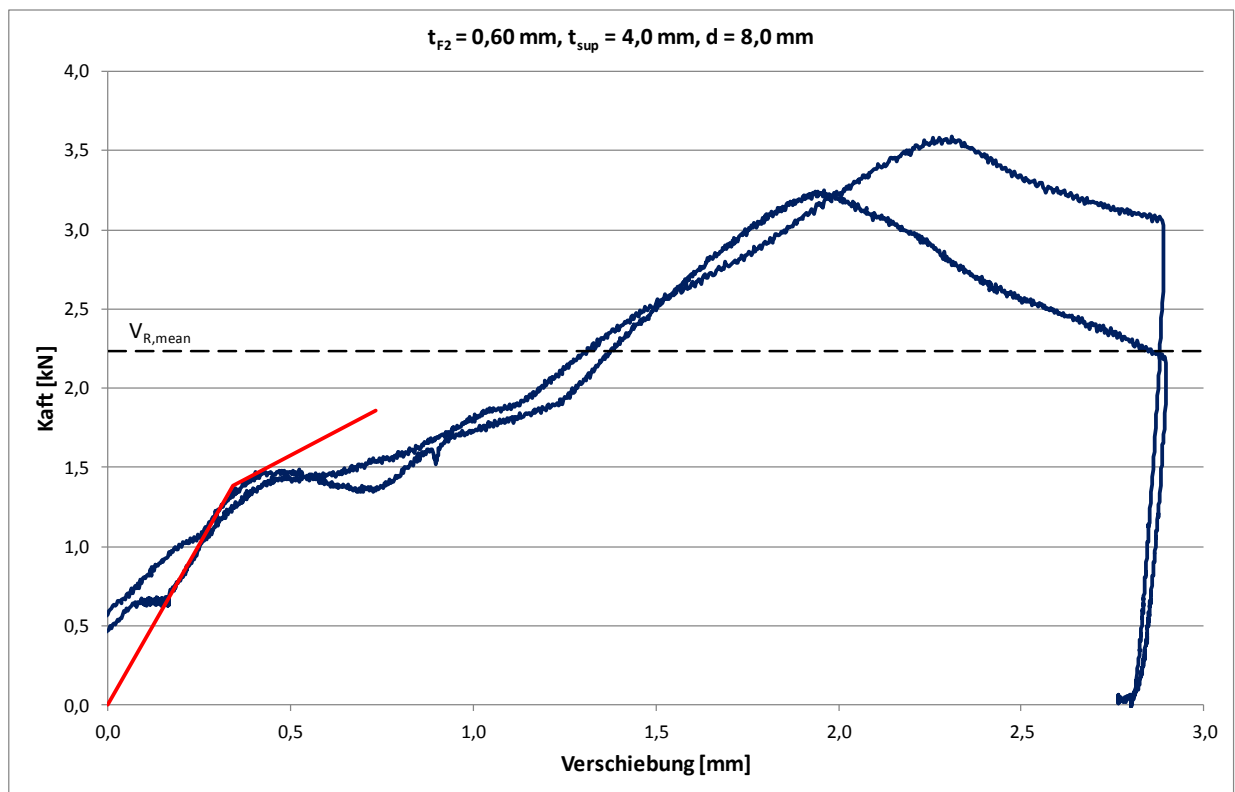
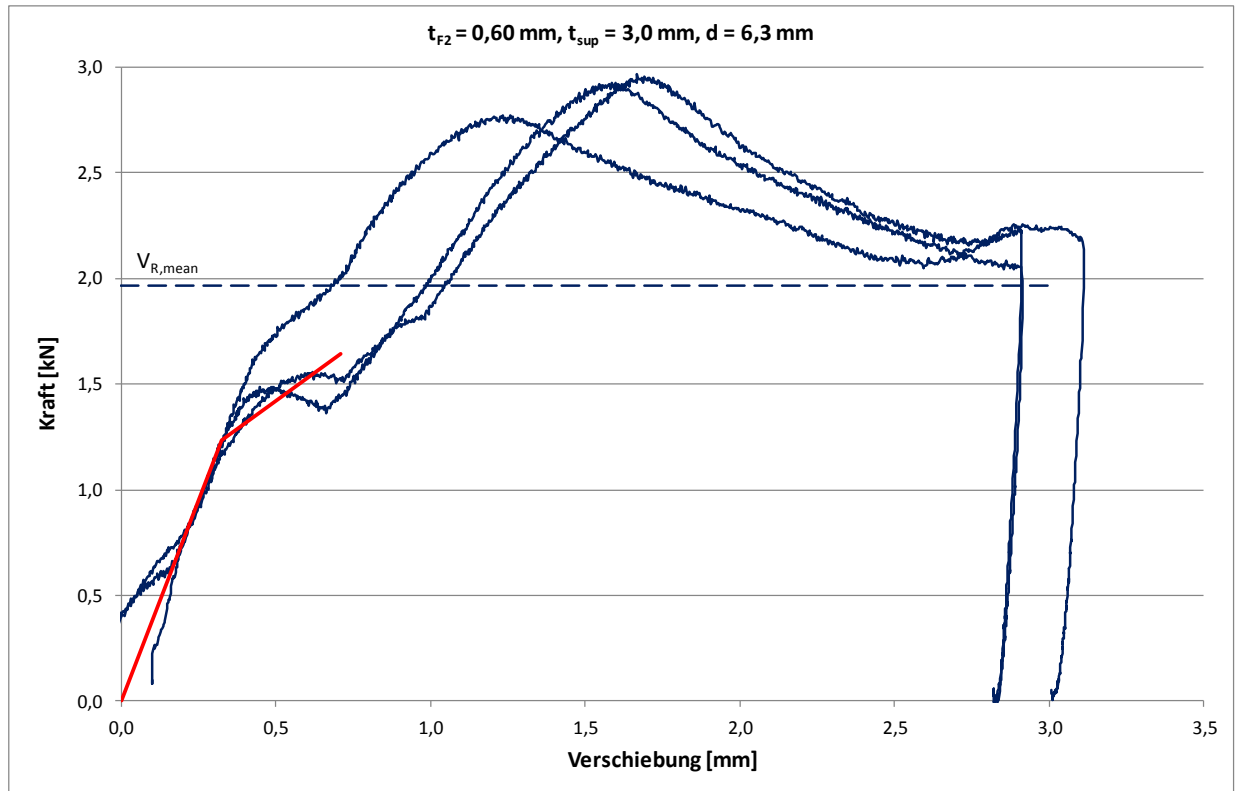
B4.3 Vergleich der Steifigkeiten bei $0,75 \cdot V_{Rk}$ und bei $0,5 \cdot V_{Rk}$

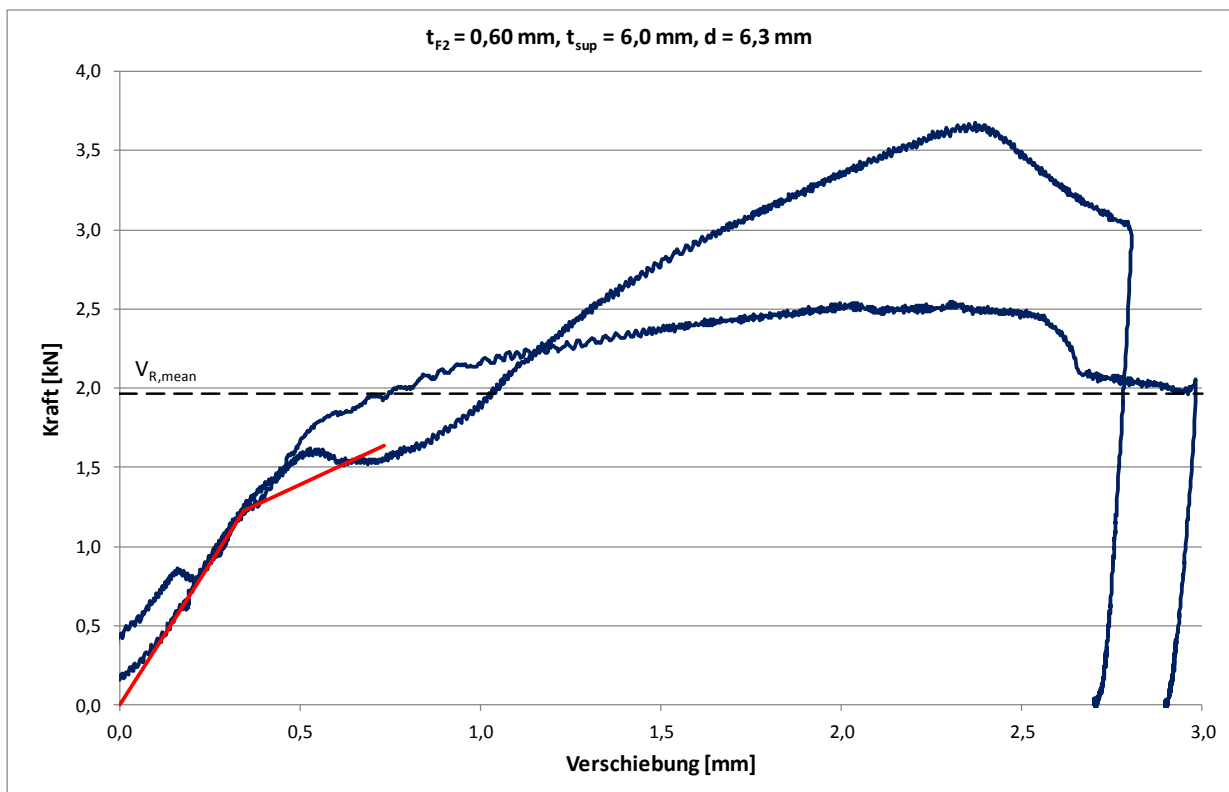
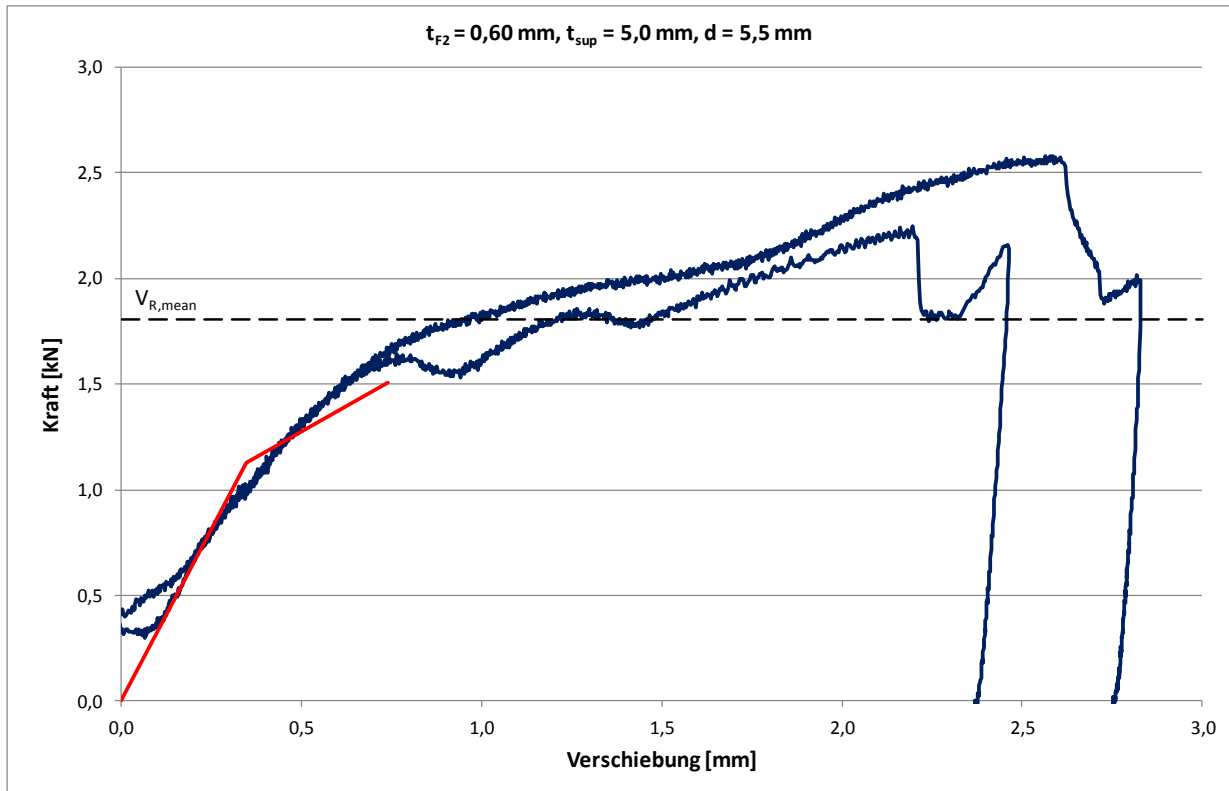
Nr.	$k_v(0,75 \cdot V_{Rk})$ [N/mm]	$k_v(0,5 \cdot V_{Rk})$ [N/mm]	$k_v(0,75 \cdot V_{Rk}) / k_v(0,5 \cdot V_{Rk})$ [-]
0,50-2,0-5,5-1	2621	2693	0,97
0,50-3,0-6,3-1	2902	-	-
0,50-3,0-6,3-2	2645	2827	0,94
0,50-3,0-6,3-3	2737	3139	0,87
0,50-4,0-8,0-1	2851	3398	0,84
0,50-4,0-8,0-2	3036	3220	0,94
0,60-2,0-5,5-1	3162	5313	0,60
0,60-2,0-5,5-2	3014	3266	0,92
0,60-2,0-5,5-3	3377	4169	0,81
0,60-3,0-6,3-1	3784	3830	0,99
0,60-3,0-6,3-2	3737	3743	1,00
0,60-3,0-6,3-3	3497	3921	0,89
0,60-4,0-8,0-1	3747	-	-
0,60-4,0-8,0-2	3461	3925	0,88
0,60-5,0-5,5-1	2801	4630	0,61
0,60-5,0-5,5-2	2801	3164	0,89
0,60-6,0-6,3-1	3591	3597	1,00
0,60-6,0-6,3-2	3518	3760	0,94
0,75-5,0-5,5-1	3650	3832	0,95
0,75-5,0-5,5-2	3734	3926	0,95
0,75-5,0-5,5-3	3726	3755	0,99
0,75-6,0-6,3-1	4041	4292	0,94
0,75-6,0-6,3-2	4264	3934	1,08
0,75-6,0-6,3-3	3297	3959	0,83
0,75-8,0-8,0-1	4490	5044	0,89
0,75-8,0-8,0-2	4500	-	-
0,75-8,0-8,0-3	4500	-	-
Mittelwert			0,90

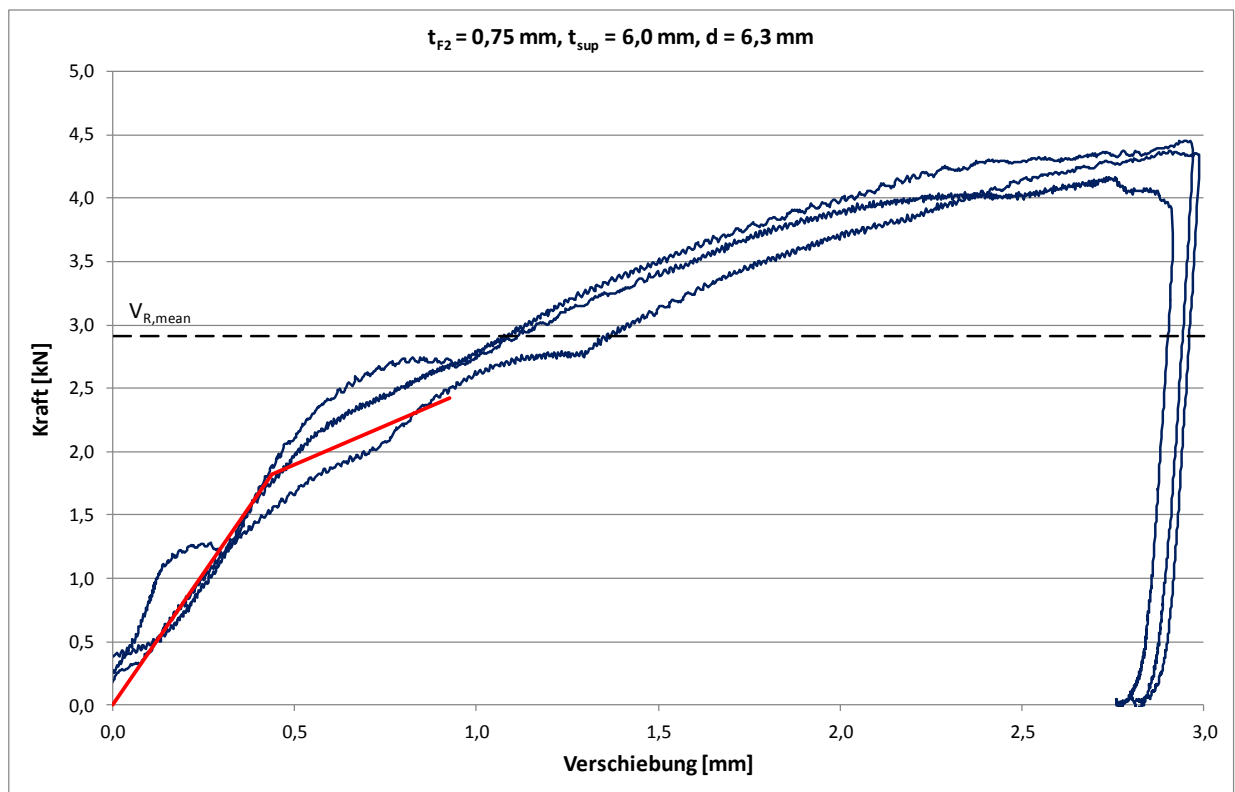
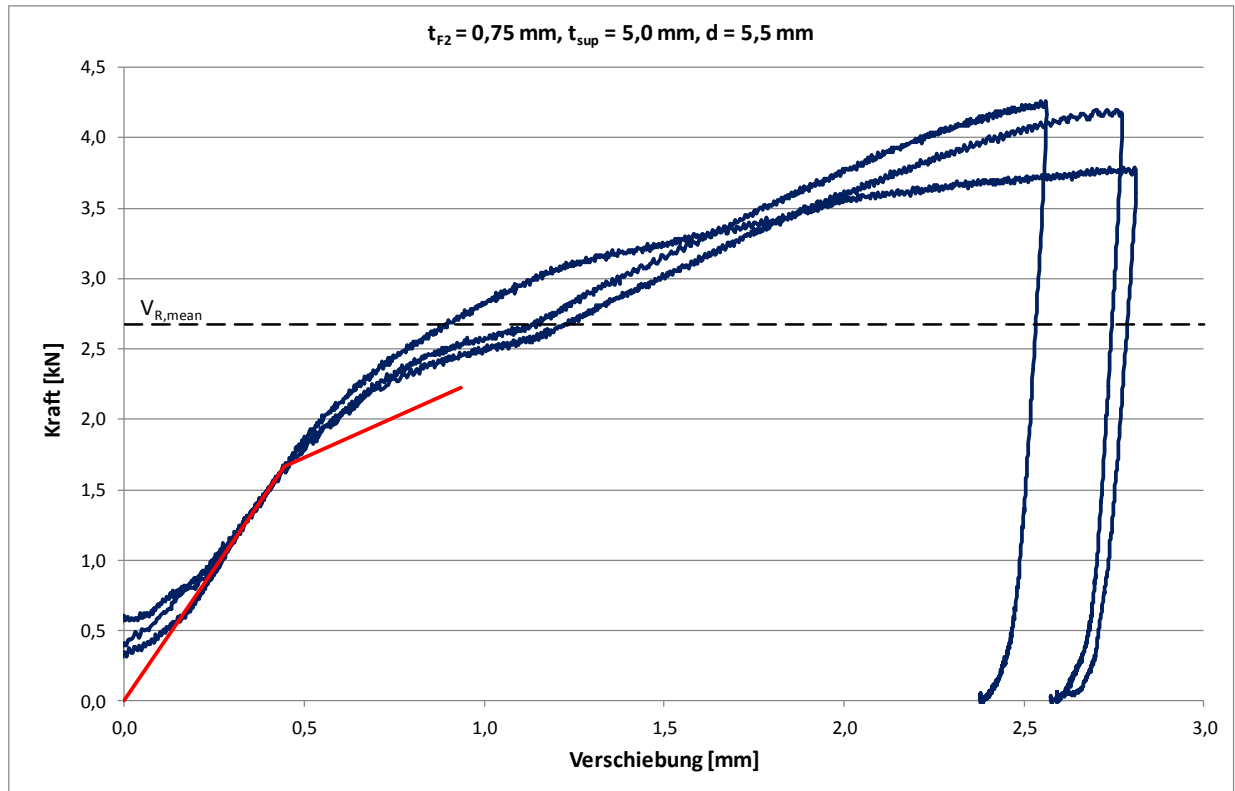
B4.4 Last-Verschiebungsdiagramme

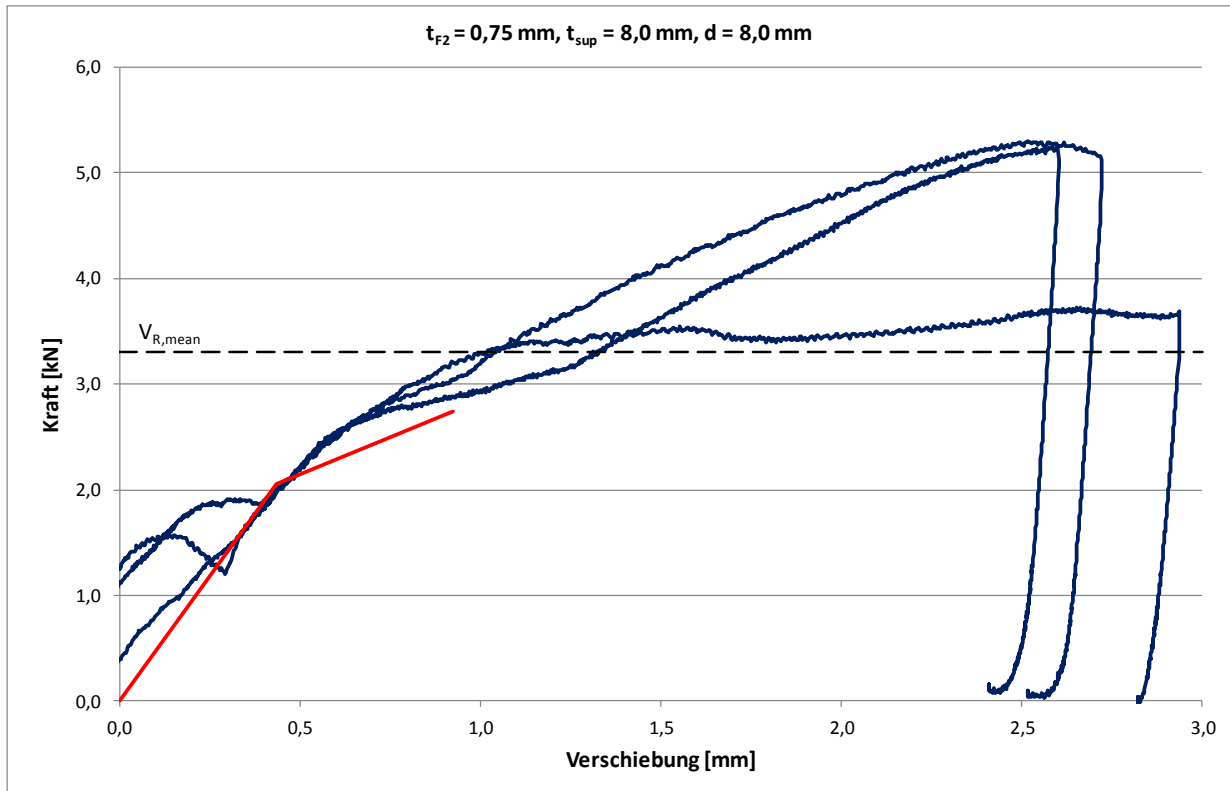












Anhang C

Versuche an axial beanspruchten Sandwichelementen

C1 Statische Versuche zur Tragfähigkeit bei axialer Beanspruchung

Versuch Nr. 01

Elementtyp F

Deckschichten: 0,75 mm Stahl

Kern: PUR

Gemessene Abmessungen

Länge $L^{\text{*)}}$: 2548 mm

Elementdicke: 61,20 mm / 60,45 mm

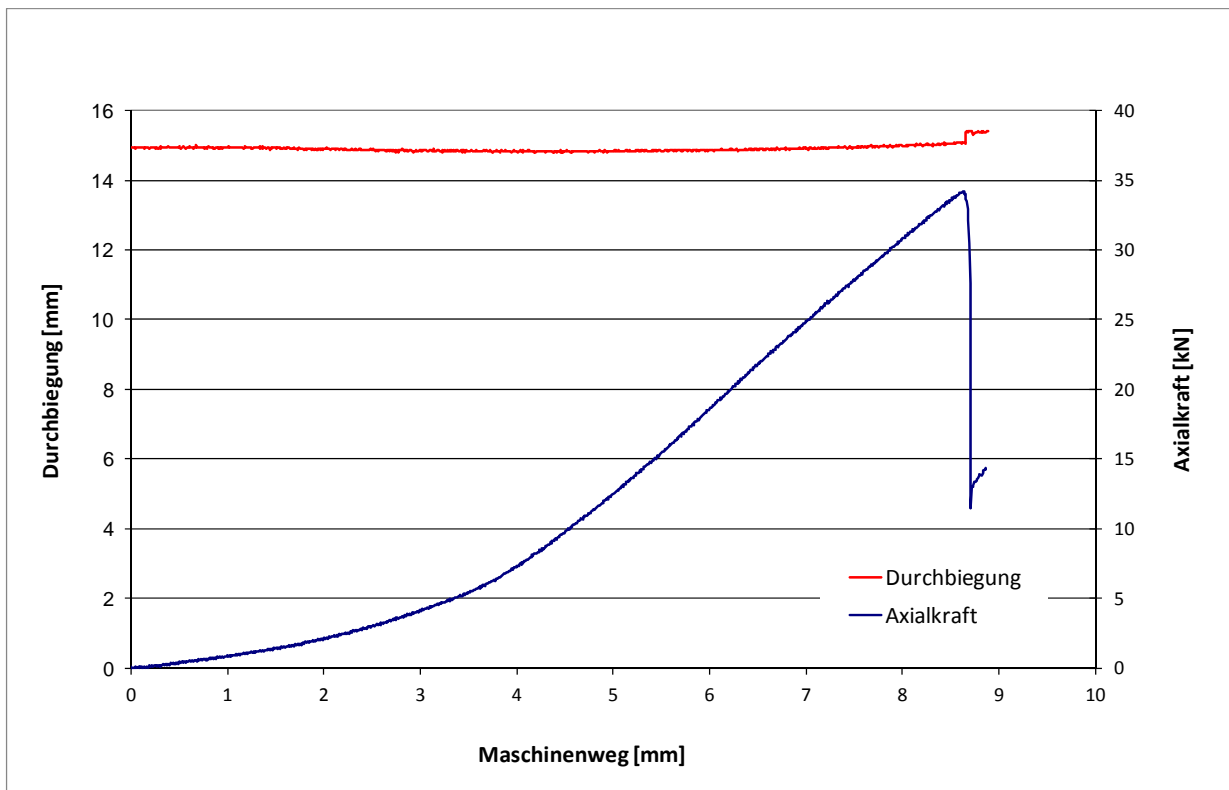
Elementbreite: 404 mm

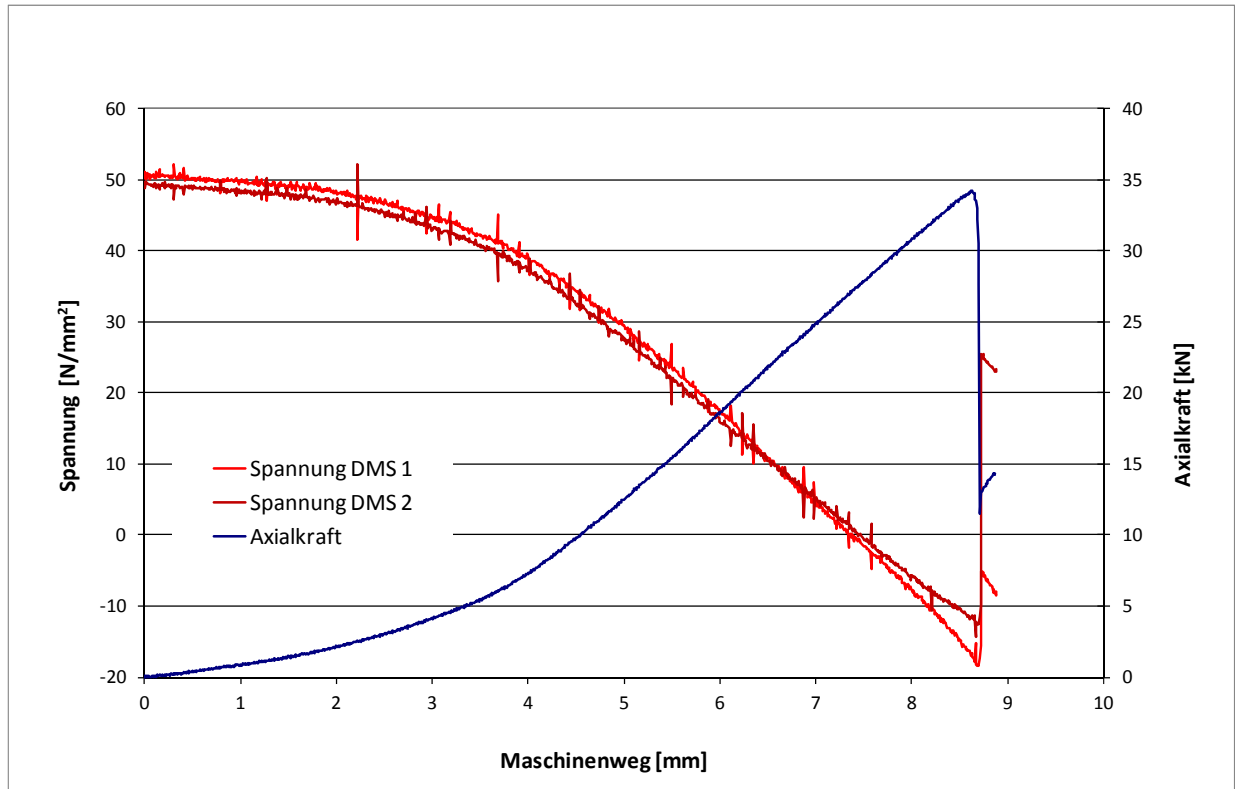
Anfangsauslenkung w_0 : 15,0 mm

Maximale Axialkraft: 34,4 kN

Versagen: Versagen an der Lasteinleitungsstelle

^{*)} Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern





Versuch Nr. 02

Elementtyp F

Deckschichten: 0,75 mm Stahl

Kern: PUR

Gemessene Abmessungen

Länge $L^*)$: 2545 mm

Elementdicke: 60,52 mm / 60,82 mm

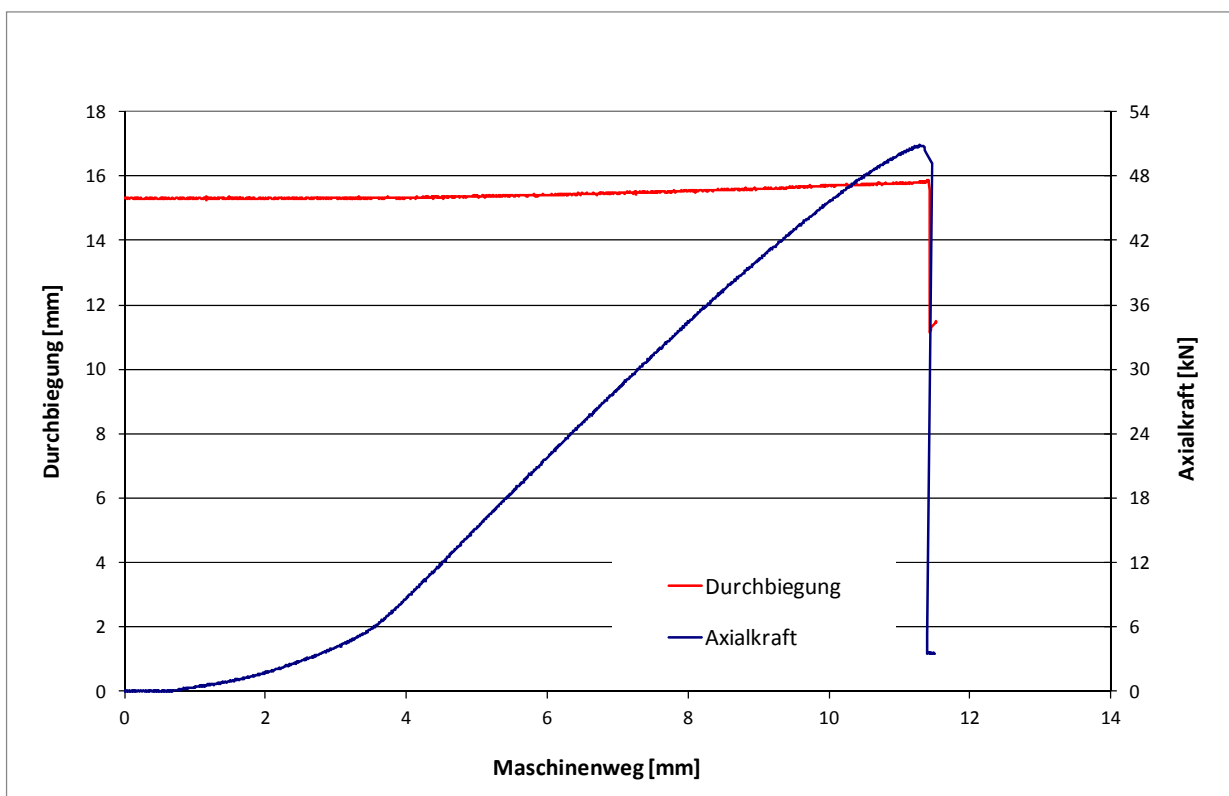
Elementbreite: 402 mm

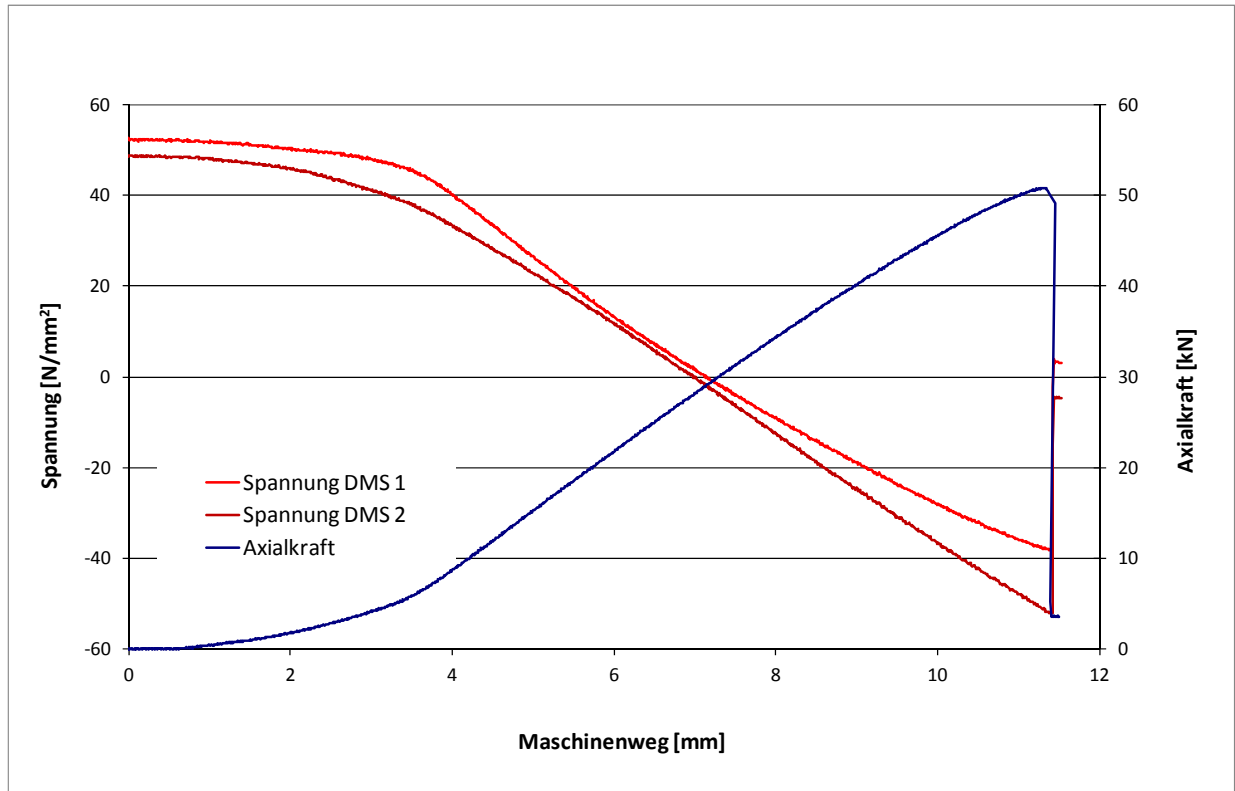
Anfangsauslenkung w_0 : 15,2 mm

Maximale Axialkraft: 51,0 kN

Versagen: Versagen an der Lasteinleitungsstelle

*) Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern





Versuch Nr. 03

Elementtyp L

Deckschichten: 1,8 mm GFK

Kern: EPS

Gemessene Abmessungen

Länge $L^{\text{)}}):$ 3043 mm

Elementdicke: 61,59 mm / 62,06 mm

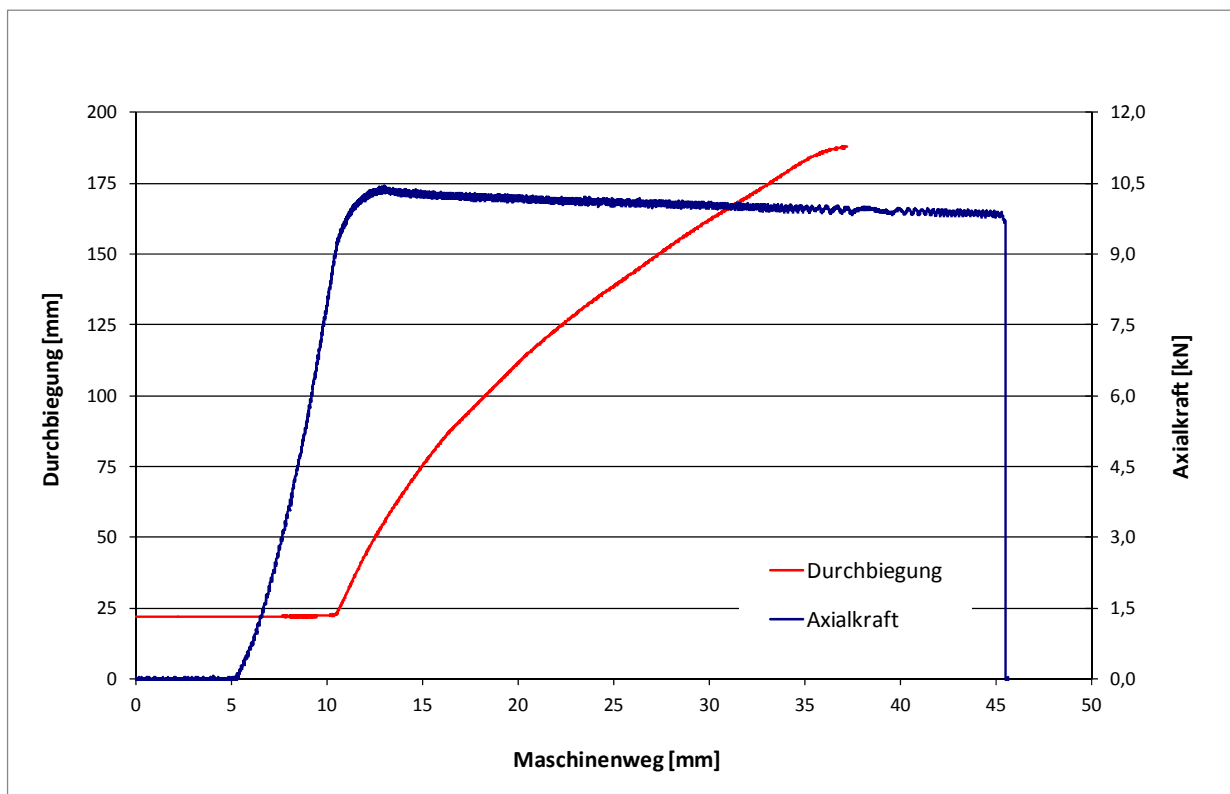
Elementbreite: 399 mm

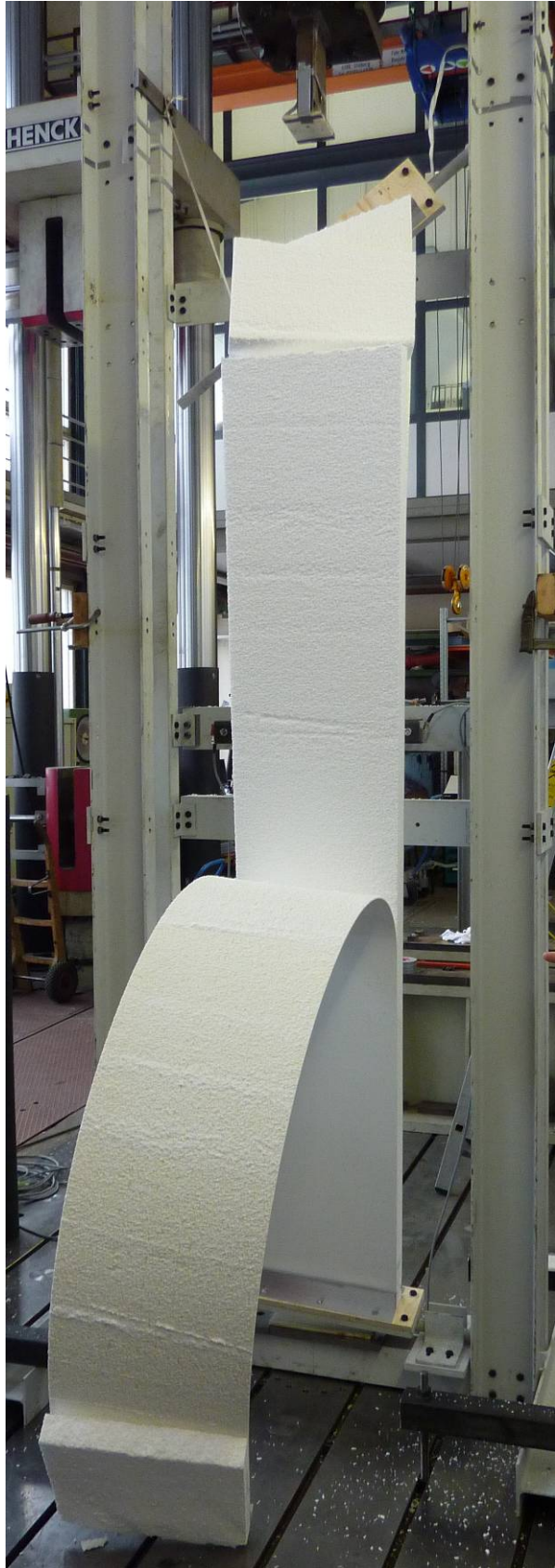
Anfangsauslenkung w_0 : 22 mm

Maximale Axialkraft: 10,6 kN

Versagen: Globales Knicken bei Erreichen der maximalen Axialkraft, nach weiterem Zunehmen der Durchbiegung Versagen des Kerns in der Nähe der Lasteinleitung

⁾ Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern





Ergebnisse Versuch Nr. 04

Elementtyp F

Deckschichten: 0,75 mm Stahl

Kern: PUR

Gemessene Abmessungen

Länge L^{*)}: 3049 mm

Elementdicke: 59,4 mm / 59,9 mm

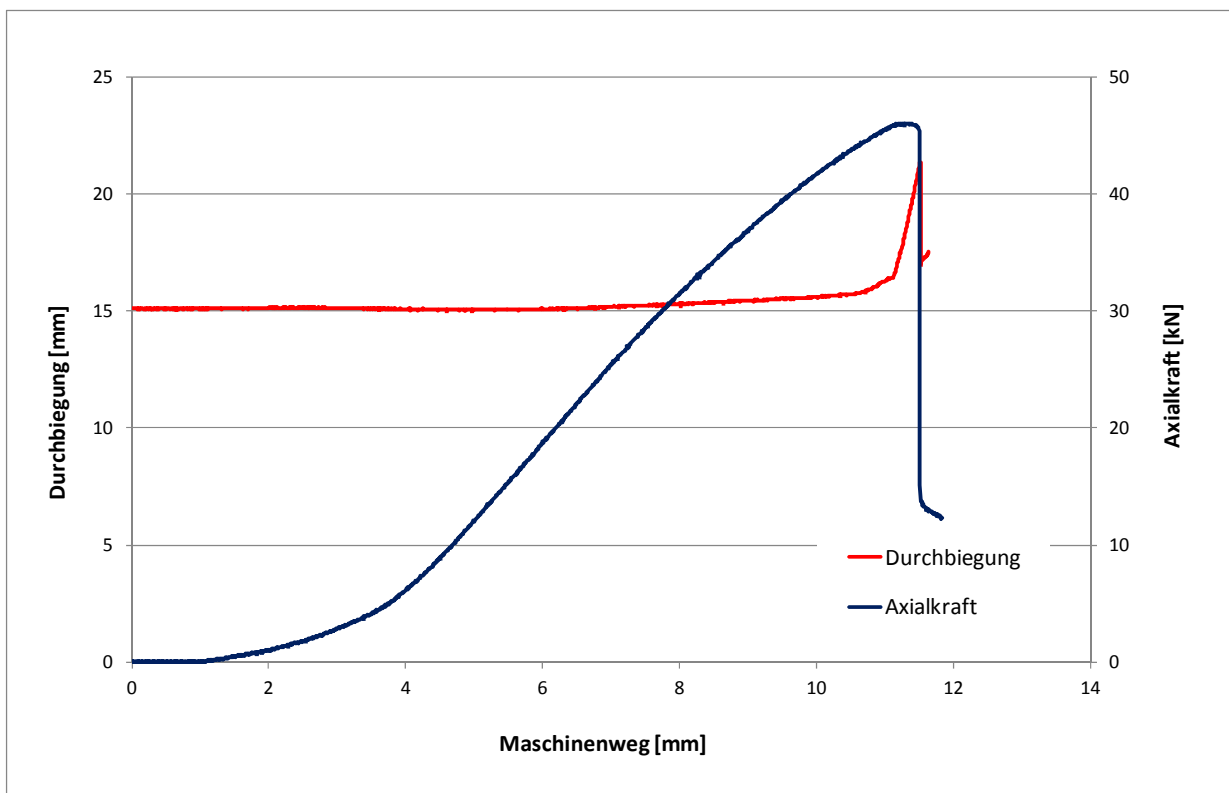
Elementbreite: 401 mm

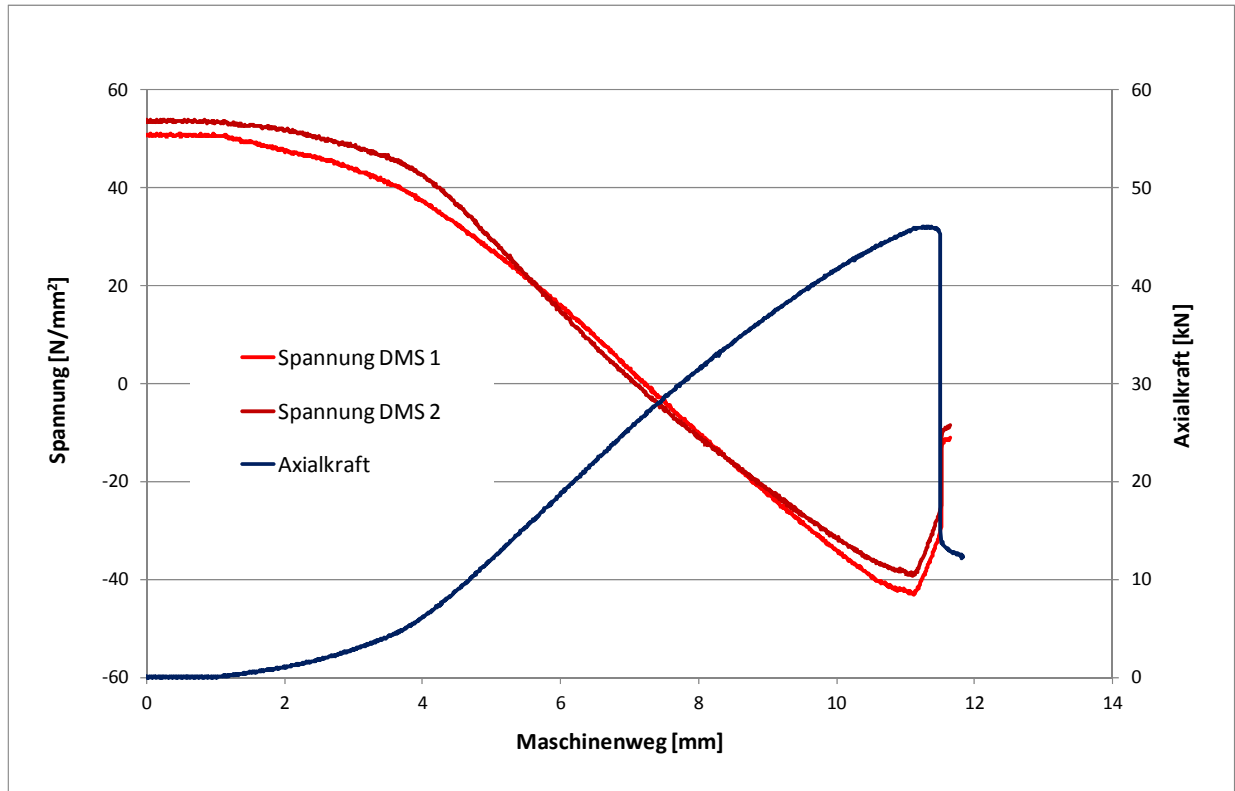
Anfangsauslenkung w_0 : 15,1 mm

Maximale Axialkraft: 46,2 kN

Versagen: Abheben des Elements vom Mittenaufleger, anschließend Versagen an der Lasteinleitung

^{*)} Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern





Ergebnisse Versuch Nr. 05

Elementtyp F

Deckschichten: 0,75 mm Stahl

Kern: PUR

Gemessene Abmessungen

Länge L^1): 3548 mm

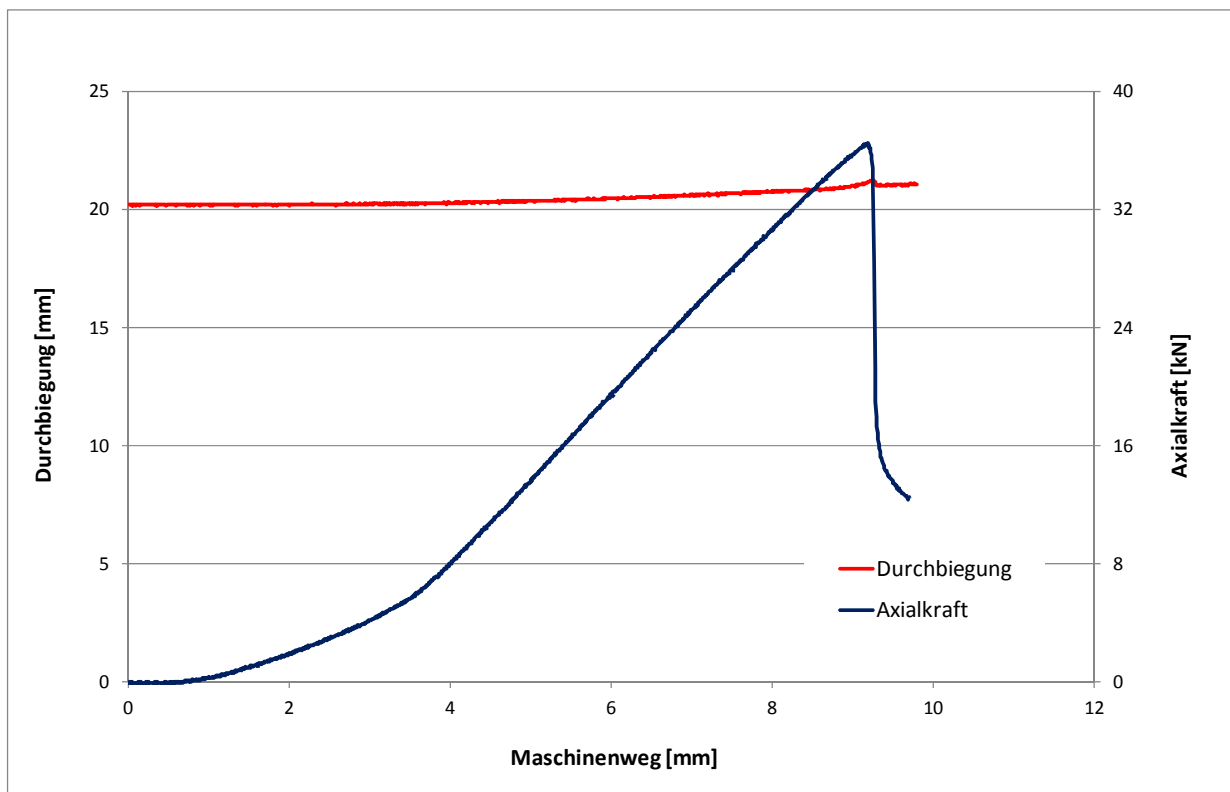
Elementdicke: 60,2 mm / 60,4 mm

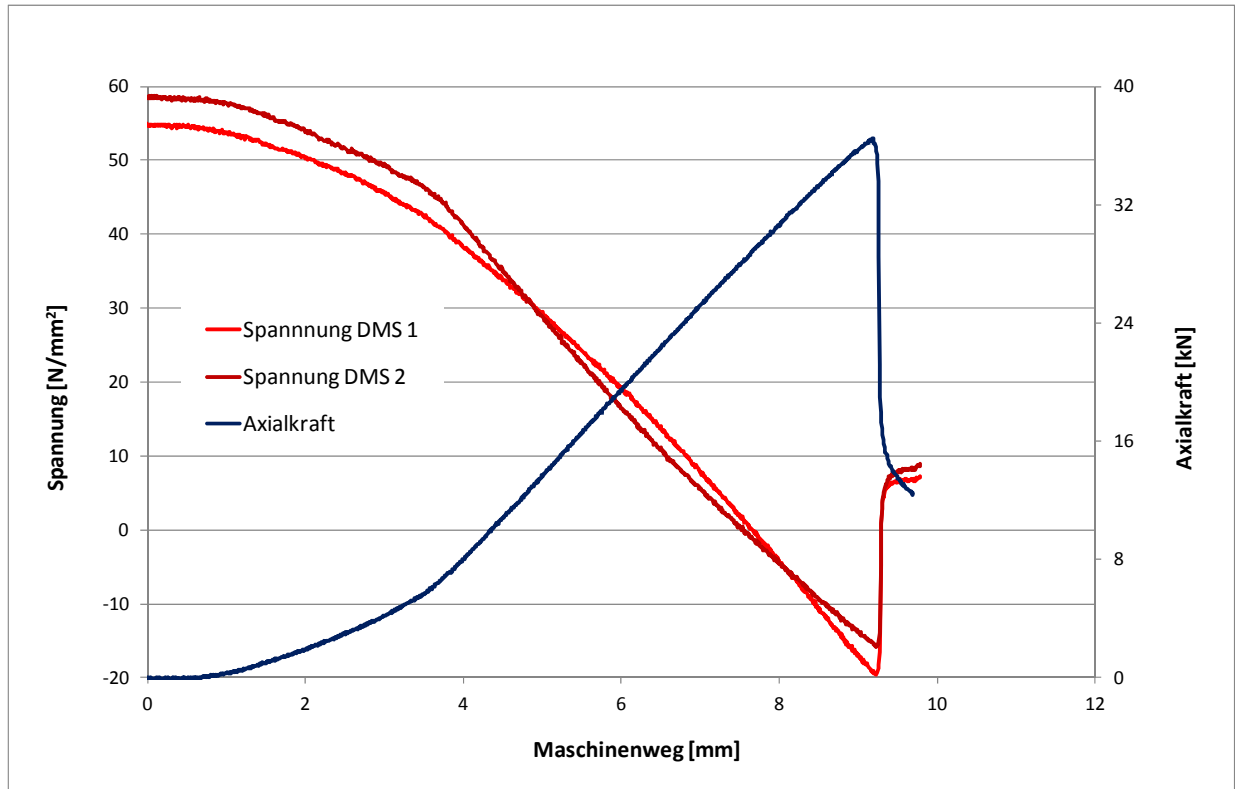
Elementbreite: 402 mm

Anfangsauslenkung w_0 : 20,1 mm

Maximale Axialkraft: 36,7 kN

Versagen: Versagen an der Lasteinleitungsstelle

¹⁾ Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern



Ergebnisse Versuch Nr. 06

Elementtyp F

Deckschichten: 0,75 mm Stahl

Kern: PUR

Gemessene Abmessungen

Länge L^{*)}: 3555 mm

Elementdicke: 59,7 mm / 59,2 mm

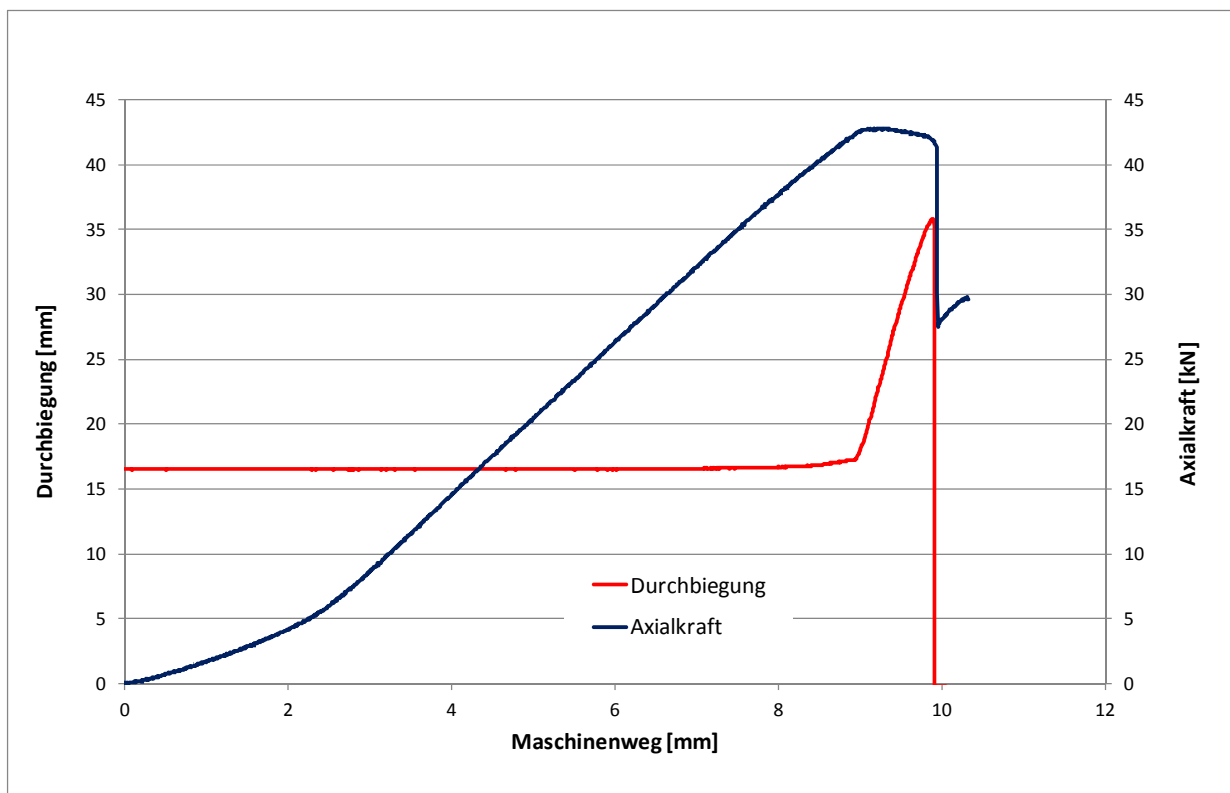
Elementbreite: 401 mm

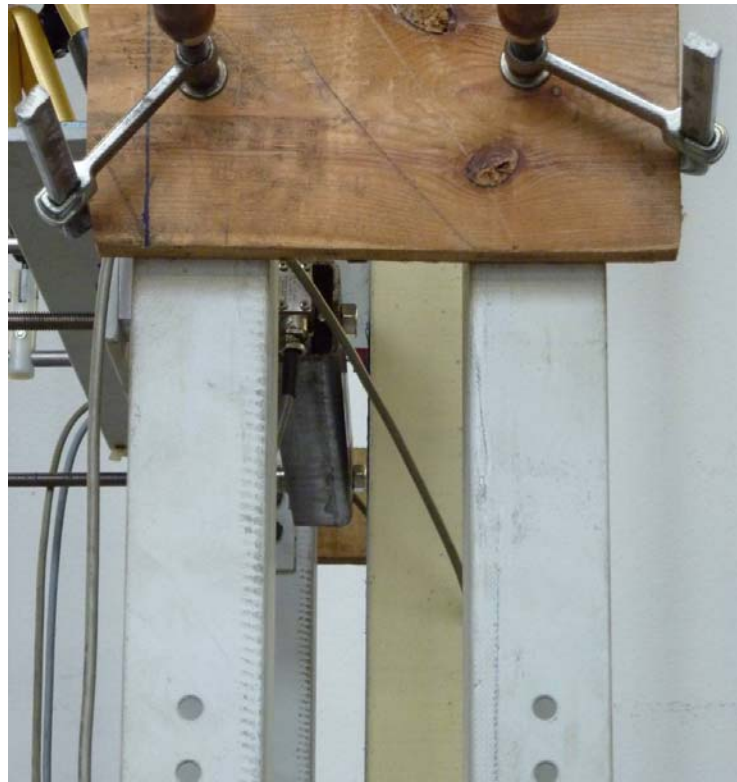
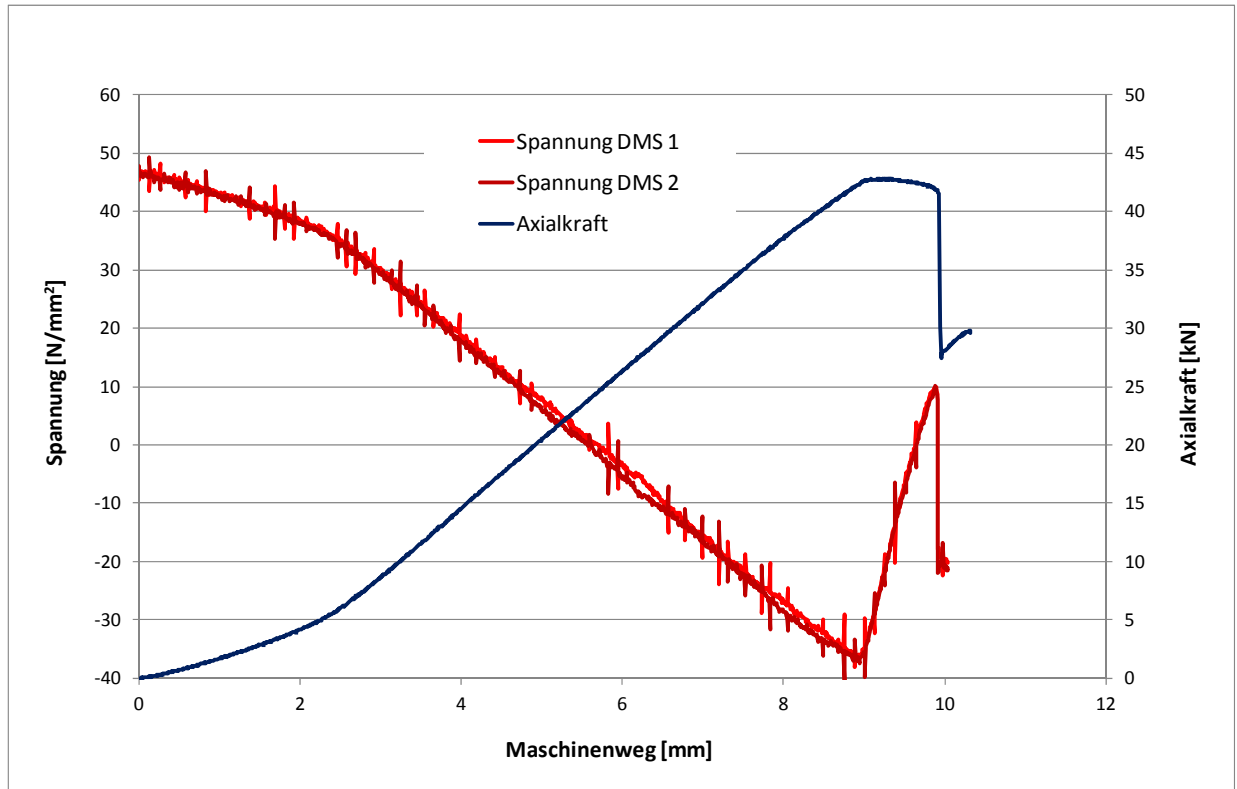
Anfangsauslenkung w₀: 16,5 mm

Maximale Axialkraft: 43,0 kN

Versagen: Abheben des Elements vom Mittenaufleger, anschließend Versagen an der Lasteinleitung

*) Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern





Ergebnisse Versuch Nr. 07

Elementtyp F

Deckschichten: 0,75 mm Stahl

Kern: PUR

Gemessene Abmessungen

Länge $L^{\text{*)}$: 3545 mm

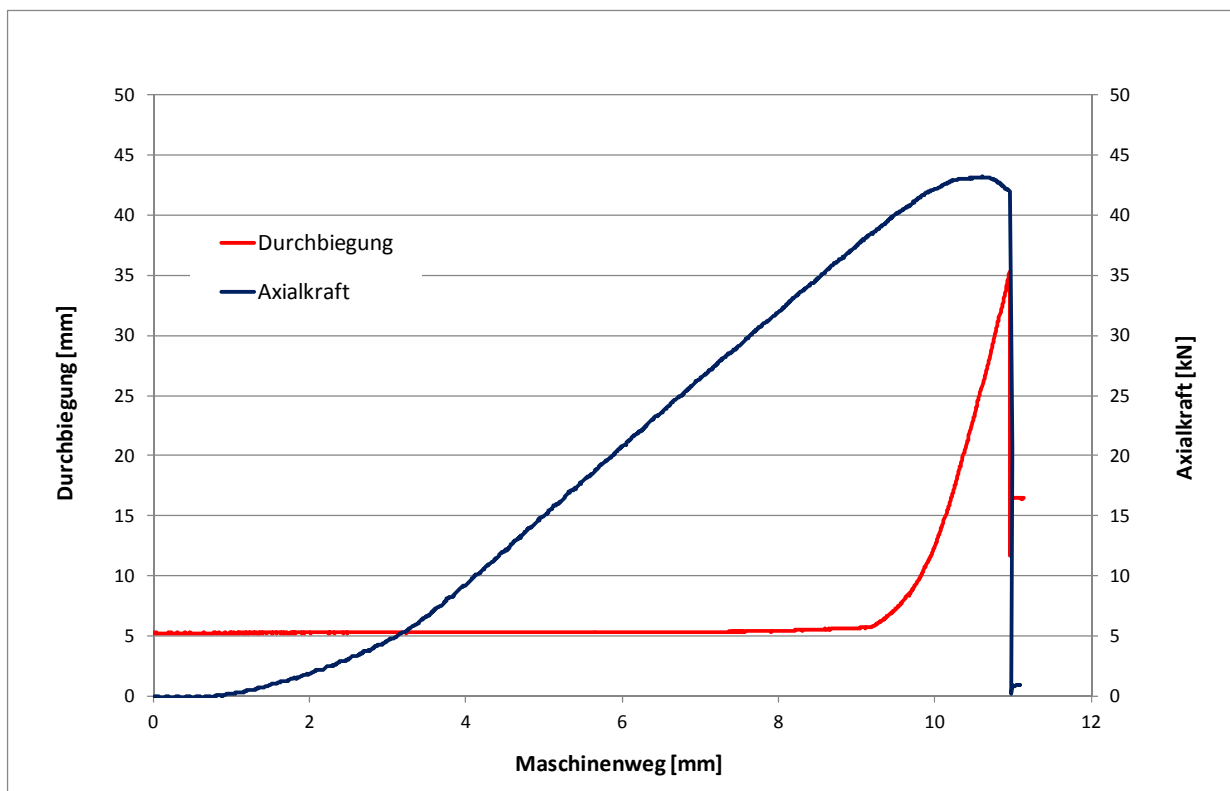
Elementdicke: 60,6 mm / 60,5 mm

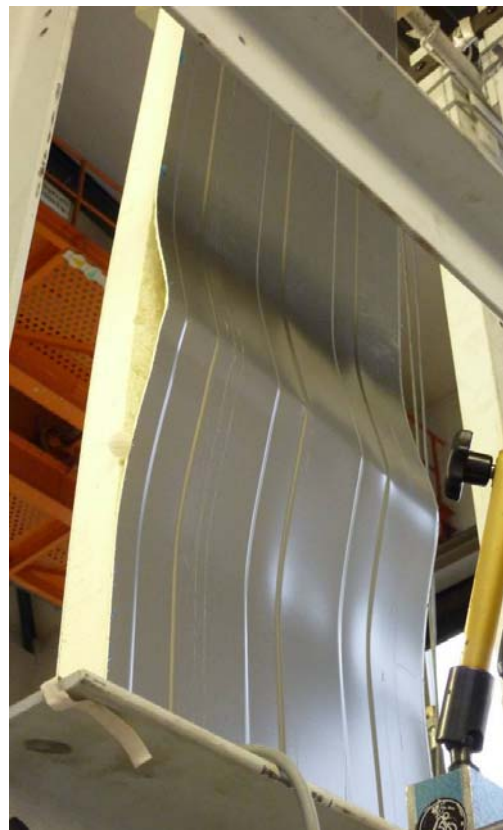
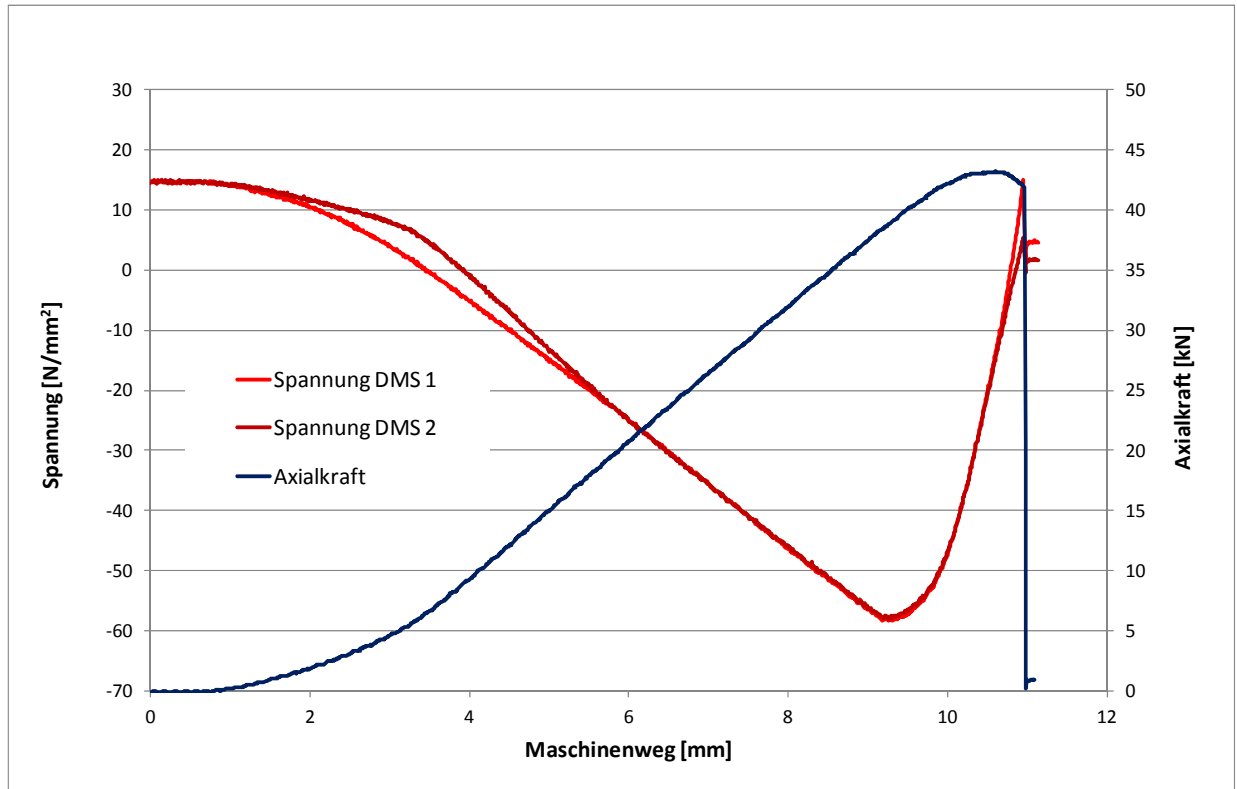
Elementbreite: 402 mm

Anfangsauslenkung w_0 : 5,2 mm

Maximale Axialkraft: 43,4 kN

Versagen: Abheben des Elements vom Mittenaufleger, anschließend Versagen durch Knittern der gedrückten Deckschicht

^{*)} Abstand Außenkante der Holzplatten an den Auflagern



C2 Langzeitversuche an axial beanspruchten Sandwichelementen

Abmessungen der im Versuch verwendeten Sandwichelemente

Versuch F-1

Deckschichten:	0,75 mm Stahl
Kern:	PUR
Lasteinleitung:	zentrisch
Anfangsdurchbiegung:	15,5 mm
Elementbreite:	401
Elementdicke:	60,3 mm
Länge L:	3051 mm

Versuch F-2

Deckschichten:	0,75 mm Stahl
Kern:	PUR
Lasteinleitung:	exzentrisch
Anfangsdurchbiegung:	10,5 mm
Elementbreite:	402 mm
Elementdicke:	60,6 mm
Länge L:	3044 mm

Versuch G-1

Deckschichten:	0,60 mm Stahl
Kern:	EPS
Lasteinleitung:	zentrisch
Anfangsdurchbiegung:	15,5 mm
Elementbreite:	398 mm
Elementdicke:	59,6 mm
Länge L:	3048 mm

Versuch G-2

Deckschichten:	0,60 mm Stahl
Kern:	EPS
Lasteinleitung:	exzentrisch
Anfangsdurchbiegung:	10,0 mm
Elementbreite:	398 mm
Elementdicke:	59,2 mm
Länge L:	3046 mm

Versuch I-1

Deckschichten:	0,60 mm Stahl
Kern:	MW
Lasteinleitung:	zentrisch
Anfangsdurchbiegung:	15,0 mm
Elementbreite:	394 mm
Elementdicke:	59,5 mm
Länge L:	3051 mm

Versuch I-2

Deckschichten:	0,60 mm Stahl
Kern:	MW
Lasteinleitung:	exzentrisch
Anfangsdurchbiegung:	10,0 mm
Elementbreite:	398 mm
Elementdicke:	59,4 mm
Länge L:	3048 mm

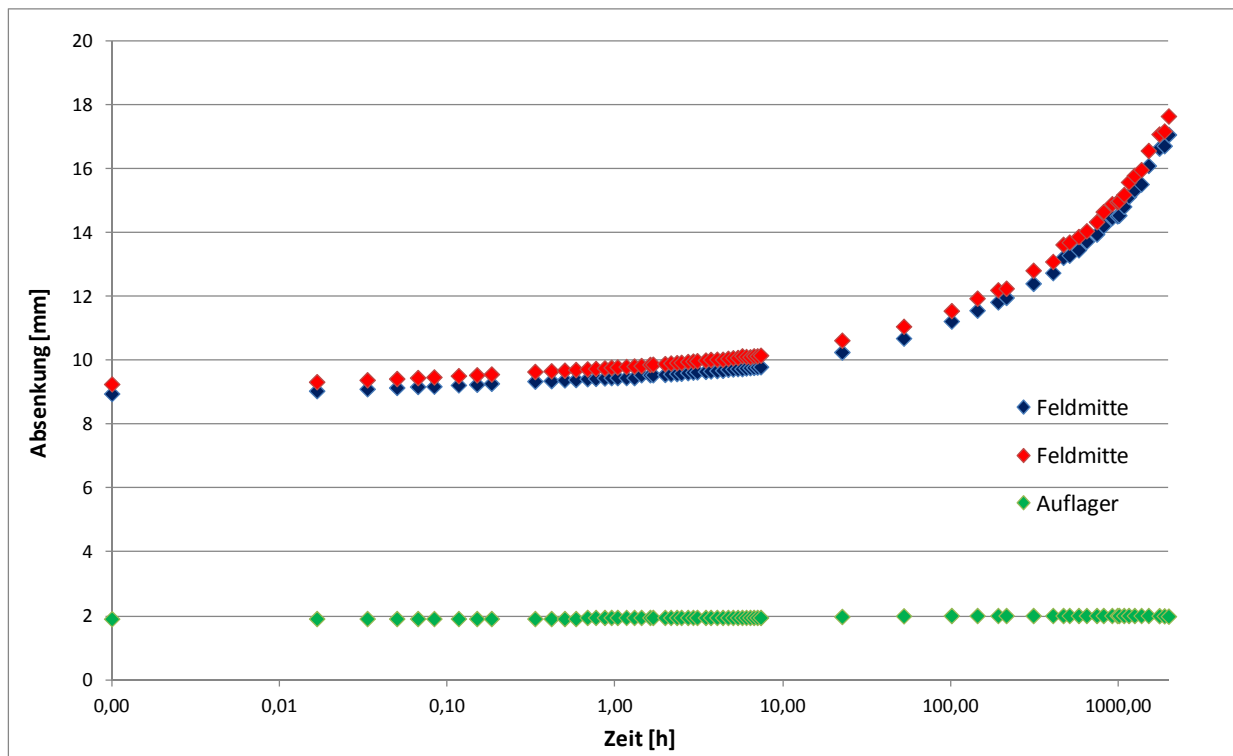
C3 Langzeitversuche an Sandwichelementen unter Biegebeanspruchung

C3.1 Abmessungen und Auflast

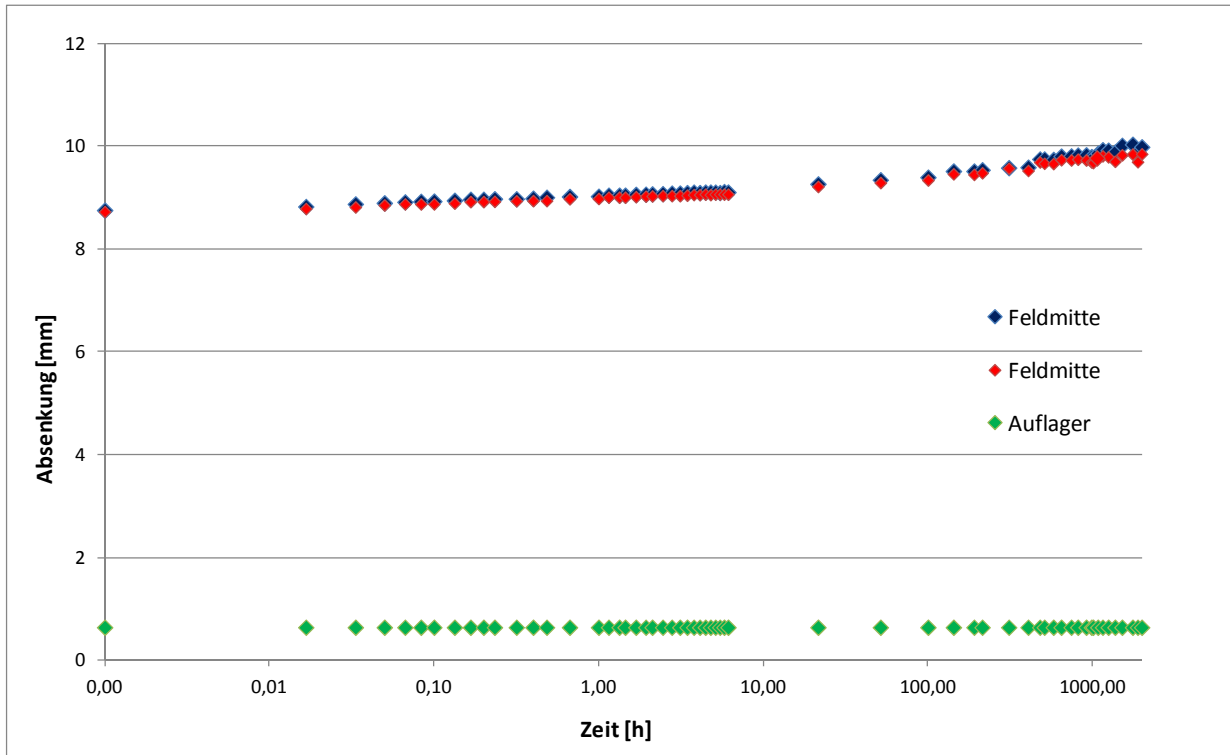
	Elementtyp F (PUR)	Elementtyp G (EPS)	Elementtyp I (MW)
Elementbreite	401 mm	399 mm	397 mm
Elementdicke	59,9 mm	59,0 mm	59,4 mm
Elementlänge	2999 mm	3000 mm	2998 mm
Stützweite	2660 mm	2660 mm	2660 mm
Auflast	1,44 kN	1,44 kN	0,64 kN

C3.2 Gemessene Absenkung

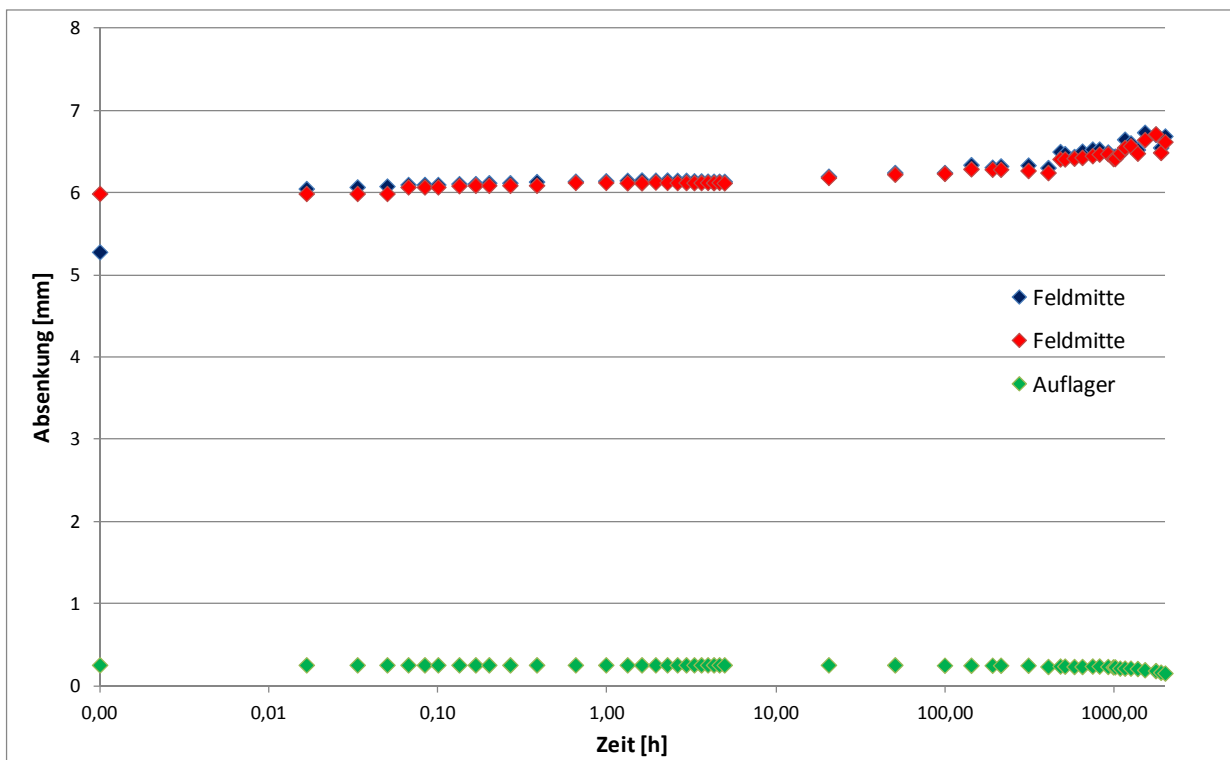
Elementtyp F



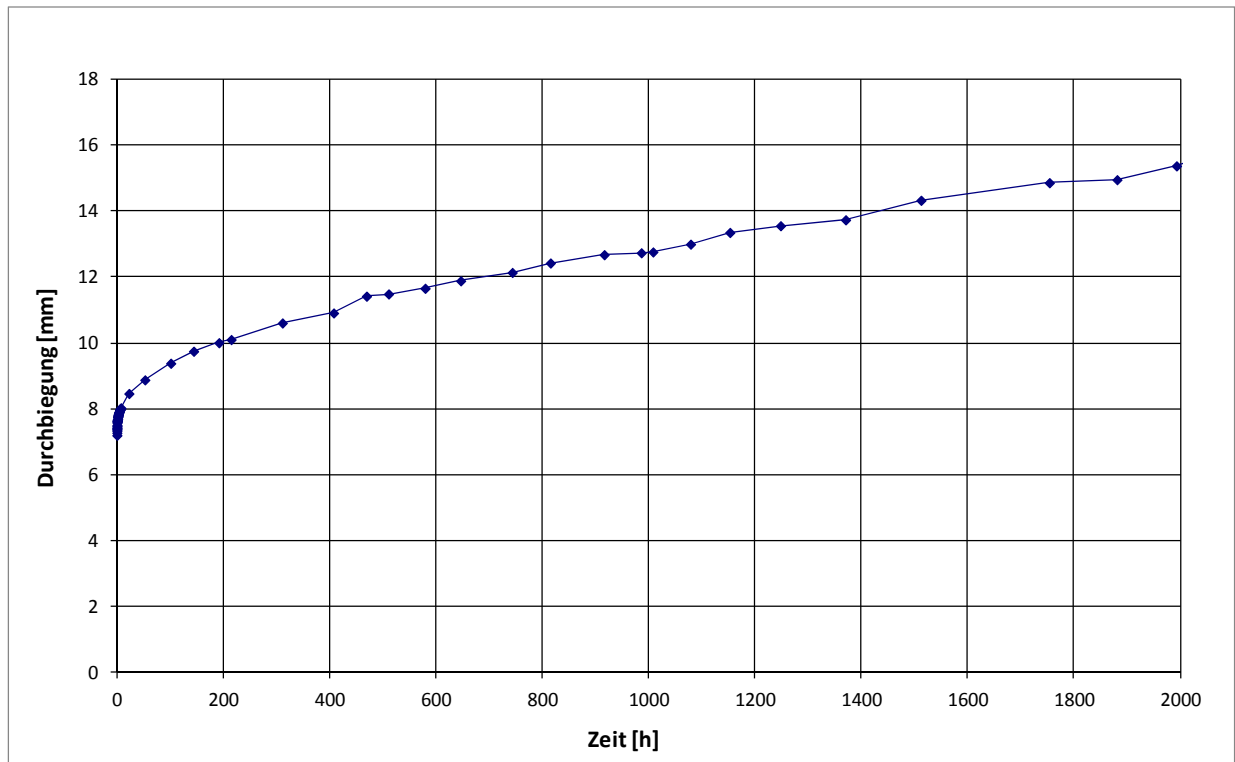
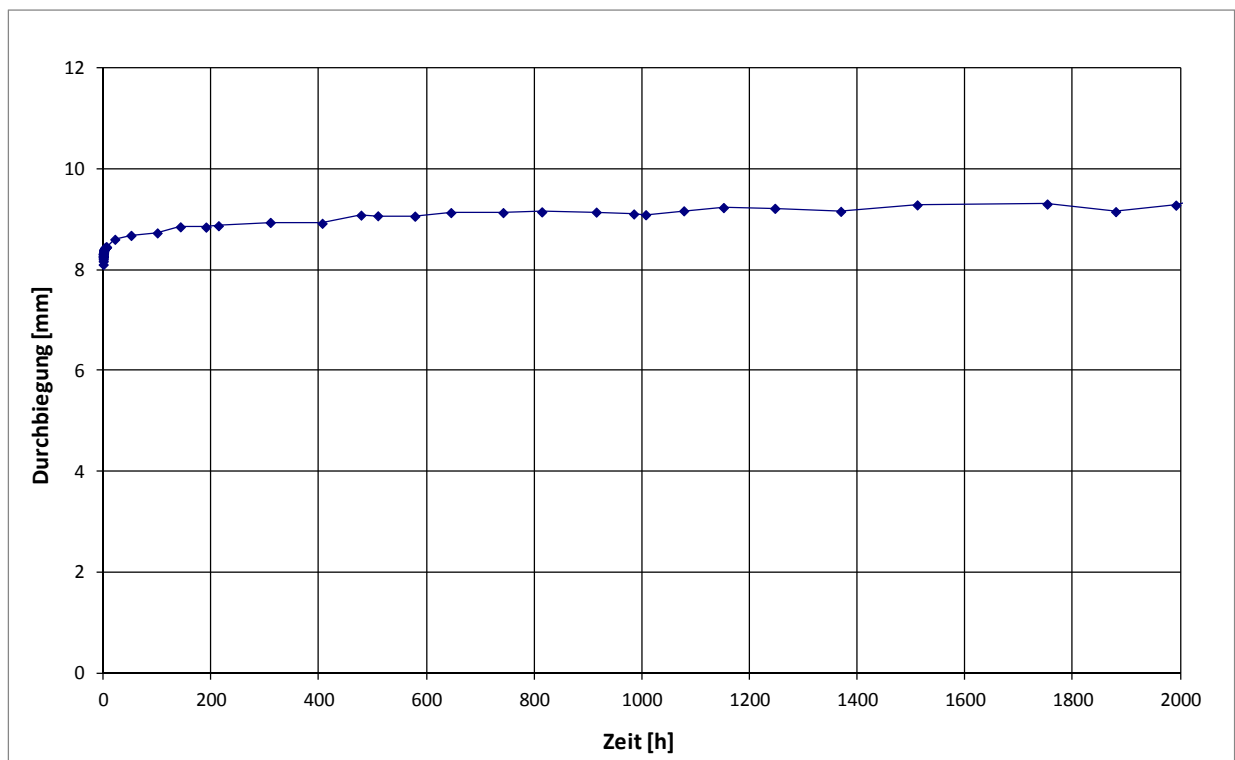
Elementtyp G

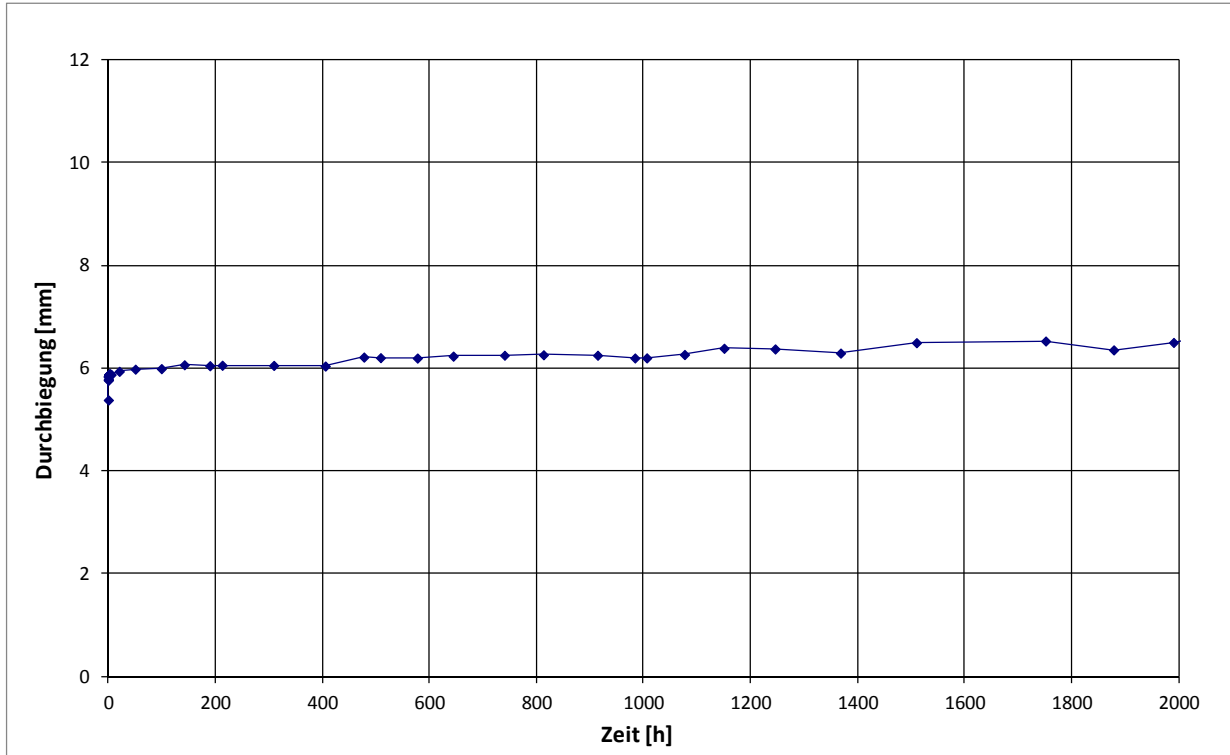


Elementtyp I



C3.3 Durchbiegung (Absenkung in Feldmitte abzüglich Absenkung am Auflager)

Elementtyp FElementtyp G

Elementtyp I

Anhang D

Numerische Untersuchungen an axial beanspruchten Sandwichelementen

D1 Untersuchungen zur Berechnung nach Theorie II. Ordnung

D1.1 Beanspruchung durch Anfangsdurchbiegung und Axialkraft

Nr.	t_F [mm]	E_c [N/mm ²]	G_c [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	Anfangs- durchbiegung [mm]
1	0,60	8,0	4,0	40	3000	6,0
2	0,60	8,0	4,0	60	3000	6,0
3	0,60	8,0	4,0	80	3000	6,0
4	0,60	8,0	4,0	80	4000	8,0
5	0,75	6,0	3,0	40	4000	8,0
6	0,75	6,0	3,0	60	3000	6,0
7	0,75	6,0	3,0	60	4000	8,0
8	0,75	6,0	3,0	80	4000	8,0

D2.1 Beanspruchung durch Querlast und Axialkraft

Nr.	t_F [mm]	E_c [N/mm ²]	G_c [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	Durchbiegung aus Querlast [mm]
1	0,75	8,0	4,0	40	3000	10,3
2	0,75	8,0	4,0	60	3000	5,6
3	0,75	8,0	4,0	80	3000	3,8
4	0,75	8,0	4,0	100	3000	2,8
5	0,75	6,0	3,0	40	4000	21,6
6	0,75	6,0	3,0	60	3000	6,6
7	0,75	6,0	3,0	60	4000	11,4
8	0,75	6,0	3,0	80	3000	4,5

D2 Untersuchungen zur Grenzdruckspannung

Nr.	Art der Beanspruchung	t_f [mm]	E_c [N/mm ²]	G_c [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	Imperfektion bezgl. t_f [-]	maximale Spannung [N/mm ²]
A-1	Biegebeanspruchung	0,7	4	2	100	4000	0,02	98,1
A-2		0,7	4	2	100	4000	0,05	97,3
A-3		0,7	4	2	100	4000	0,10	96,0
A-4		0,5	6	3	60	3000	0,03	129,0
A-5		0,5	6	3	60	3000	0,05	127,9
A-6		0,5	6	3	60	3000	0,10	125,6
A-7		0,6	8	4	80	3000	0,02	156,0
A-8		0,6	8	4	80	3000	0,05	153,4
A-9		0,6	8	4	80	3000	0,10	150,1
B-1	Normalkraft +Vorderfor- mung	0,7	4	2	100	4000	0,02	100,2
B-2		0,7	4	2	100	4000	0,05	95,2
B-3		0,7	4	2	100	4000	0,10	91,7
B-4		0,5	6	3	60	3000	0,03	127,0
B-5		0,5	6	3	60	3000	0,05	125,3
B-6		0,5	6	3	60	3000	0,10	122,2
B-7		0,6	8	4	80	3000	0,02	154,7
B-8		0,6	8	4	80	3000	0,05	151,6
B-9		0,6	8	4	80	3000	0,10	150,2

Nr.	Art der Beanspruchung	t_F [mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	D [mm]	L [mm]	Imperfektion bezgl. t_F [-]	maximale Spannung [N/mm ²]
C-1	Normalkraft + Biegebeanspruchung	0,7	4	2	100	4000	0,02	98,4
C-2		0,7	4	2	100	4000	0,05	97,6
C-3		0,7	4	2	100	4000	0,10	96,4
C-4		0,5	6	3	60	3000	0,03	128,7
C-5		0,5	6	3	60	3000	0,05	127,6
C-6		0,5	6	3	60	3000	0,10	125,5
C-7		0,6	8	4	80	3000	0,02	155,7
C-8		0,6	8	4	80	3000	0,05	153,7
D-1	Normalkraft	0,7	4	2	100	4000	0,02	96,5
D-2		0,7	4	2	100	4000	0,05	96,1
D-3		0,7	4	2	100	4000	0,10	94,9
D-4		0,5	6	3	60	3000	0,03	126,8
D-5		0,5	6	3	60	3000	0,05	125,9
D-6		0,5	6	3	60	3000	0,10	124,1
D-7		0,6	8	4	80	3000	0,02	155,3
D-8		0,6	8	4	80	3000	0,05	153,1
D-9		0,6	8	4	80	3000	0,10	149,9

Anhang E

Versuche zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

E1 Biegeversuche zur Ermittlung der Knitterspannung

E1.1 Sandwichelemente mit einem Kern aus Polyurethan

Nr.	Kernwerkstoff	Deckschicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
01	PUR	positiv	0,59	421	0,592	0,0294	5,7	4,4	256	165	1,598	0,608
02	PUR	negativ	0,46	461	0,476	0,6026	5,7	4,4	239	561	0,907	0,518
03	PUR	positiv	0,57	389	0,577	0,1230	3,3	3,6	180	212	1,353	0,463
04	PUR	negativ	0,38	392	0,377	0,0193	3,3	3,6	245	175	1,495	0,625
05	PUR	positiv	0,47	459	0,473	0,0829	5,5	4,0	241	279	1,282	0,525
06	PUR	negativ	0,58	406	0,576	0,0393	4,6	4,1	139	170	1,546	0,342
07	PUR	positiv	0,58	406	0,576	0,0393	4,6	4,1	139	170	1,546	0,342
08	PUR	negativ	0,46	447	0,467	0,1203	4,6	4,1	190	304	1,212	0,425
09	PUR	positiv	0,59	463	0,591	0,0874	6,6	4,2	186	245	1,374	0,402
10	PUR	negativ	0,59	453	0,594	0,1596	6,6	4,2	215	299	1,232	0,475
11	PUR	positiv	0,57	443	0,575	0,1861	3,4	4,0	238	256	1,316	0,537
12	PUR	negativ	0,57	449	0,575	0,1861	3,4	4,0	195	256	1,325	0,434
13	PUR	positiv	0,56	445	0,564	0,1971	3,0	3,3	237	239	1,363	0,533
14	PUR	negativ	0,57	442	0,579	0,2550	3,0	3,3	187	254	1,319	0,423
15	PUR	positiv	0,64	396	0,644	0,1358	5,1	4,1	242	237	1,292	0,611

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

Nr.	Kernwerkstoff	Deckschicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
16	PUR	negativ	0,55	396	0,554	0,1107	5,1	4,1	246	258	1,239	0,621
17	PUR	positiv	0,56	395	0,560	0,0445	4,4	3,2	262	165	1,547	0,663
18	PUR	negativ	0,44	396	0,447	0,0906	4,4	3,2	179	262	1,230	0,452
19	PUR	positiv	0,59	440	0,593	0,0947	5,4	4,3	262	237	1,363	0,595
20	PUR	negativ	0,47	427	0,491	0,8483	5,4	4,3	257	595	0,847	0,602
21	PUR	positiv	0,58	409	0,579	0,0397	5,5	4,2	192	181	1,502	0,469
22	PUR	negativ	0,46	496	0,479	0,8547	5,5	4,2	260	609	0,902	0,524
23	PUR	positiv	0,48	357	0,481	0,0846	3,3	4,6	264	244	1,209	0,739
24	PUR	negativ	0,48	346	0,488	0,1173	3,3	4,6	190	268	1,136	0,549
25	PUR	positiv	0,55	456	0,558	0,3005	4,0	3,7	273	318	1,197	0,599
26	PUR	negativ	0,55	440	0,554	0,1499	4,0	3,7	190	254	1,316	0,432
27	PUR	positiv	0,48	370	0,484	0,0247	2,9	4,8	180	156	1,538	0,486
28	PUR	negativ	0,48	407	0,485	0,0248	2,9	4,8	146	156	1,614	0,359
29	PUR	positiv	0,49	363	0,488	0,0298	3,5	4,1	270	167	1,476	0,744
30	PUR	negativ	0,49	357	0,488	0,0259	3,5	4,1	178	159	1,498	0,499
31	PUR	positiv	0,49	371	0,487	0,0258	3,0	3,4	244	142	1,616	0,658
32	PUR	negativ	0,48	420	0,483	0,0304	3,0	3,4	152	151	1,666	0,362

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

Nr.	Kernwerkstoff	Deckschicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
33	PUR	positiv	0,51	380	0,513	0,1615	3,7	3,8	257	277	1,172	0,676
34	PUR	negativ	0,54	371	0,544	0,2357	3,7	3,8	215	296	1,120	0,580
35	PUR	positiv	0,43	372	0,434	0,0657	2,7	4,1	213	224	1,289	0,573
36	PUR	negativ	0,43	373	0,434	0,0657	2,7	4,1	161	224	1,290	0,432
37	PUR	positiv	0,43	380	0,432	0,0376	3,0	3,5	245	184	1,439	0,645
38	PUR	negativ	0,43	384	0,434	0,0657	3,0	3,5	171	220	1,321	0,445
39	PUR	positiv	0,47	373	0,471	0,0246	3,0	3,5	192	146	1,598	0,515
40	PUR	negativ	0,47	376	0,472	0,0425	3,0	3,5	139	175	1,466	0,370
41	PUR	positiv	0,47	375	0,471	0,0310	3,0	2,9	175	148	1,592	0,467
42	PUR	negativ	0,47	386	0,472	0,0346	3,0	2,9	134	153	1,586	0,347
43	PUR	positiv	0,58	444	0,585	0,1221	4,4	4,6	260	250	1,334	0,586
44	PUR	negativ	0,47	431	0,497	1,1762	4,4	4,6	255	625	0,831	0,592
45	PUR	positiv	0,55	418	0,556	0,0231	3,7	4,2	218	138	1,741	0,522
46	PUR	negativ	0,52	436	0,525	0,0196	3,7	4,2	165	138	1,776	0,378
47	PUR	positiv	0,55	425	0,554	0,1235	4,3	3,0	235	228	1,367	0,553
48	PUR	negativ	0,54	429	0,543	0,0981	4,3	3,0	178	215	1,413	0,415
49	PUR	positiv	0,55	426	0,551	0,0689	5,7	3,8	193	224	1,380	0,453

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

Nr.	Kernwerkstoff	Deckschicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
50	PUR	positiv	0,47	446	0,472	0,0576	3,7	3,2	181	201	1,488	0,406
51	PUR	negativ	0,47	446	0,472	0,0653	3,7	3,2	135	210	1,458	0,303
52	PUR	positiv	0,46	462	0,462	0,0719	5,1	3,8	230	261	1,331	0,498
53	PUR	negativ	0,37	486	0,373	0,0953	5,1	3,8	180	355	1,170	0,370
54	PUR	positiv	0,54	354	0,543	0,0881	6,2	4,5	275	269	1,148	0,777
55	PUR	negativ	0,38	383	0,386	0,1176	6,2	4,5	210	416	0,959	0,548
56	PUR	positiv	0,54	354	0,542	0,0784	4,9	4,6	234	240	1,215	0,661
57	PUR	negativ	0,38	383	0,386	0,1177	4,9	4,6	237	387	0,995	0,619
58	PUR	positiv	0,55	416	0,554	0,1726	4,4	3,8	224	278	1,224	0,538
59	PUR	negativ	0,55	412	0,554	0,1726	4,4	3,8	160	278	1,218	0,388
60	PUR	negativ	0,48	318	0,482	0,0740	4,6	3,4	140	235	1,162	0,440
61	PUR	positiv	0,58	385	0,576	0,0512	3,3	4,7	184	174	1,489	0,478
62	PUR	negativ	0,46	445	0,465	0,0564	3,3	4,7	157	222	1,415	0,353
63	PUR	positiv	0,55	468	0,552	0,0802	3,5	3,5	244	195	1,549	0,521
64	PUR	negativ	0,45	377	0,453	0,0475	3,5	3,5	154	200	1,373	0,408
65	PUR	positiv	0,56	450	0,562	0,0820	2,7	3,8	174	181	1,576	0,387
66	PUR	negativ	0,45	277	0,452	0,0474	2,7	3,8	125	188	1,213	0,451

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

Nr.	Kernwerkstoff	Deck-schicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
67	PUR	positiv	0,55	367	0,555	0,1939	4,4	3,8	239	288	1,129	0,651
68	PUR	negativ	0,44	415	0,443	0,0952	4,4	3,8	196	285	1,207	0,472
70	PUR	negativ	0,38	399	0,381	0,0570	3,6	3,3	175	249	1,267	0,439
71	PUR	positiv	0,59	427	0,594	0,1197	4,6	4,0	222	236	1,344	0,520
72	PUR	negativ	0,47	447	0,471	0,0279	4,6	4,0	193	184	1,560	0,432
73	PUR	positiv	0,52	402	0,527	0,0268	4,1	3,2	247	145	1,667	0,614
74	PUR	negativ	0,40	402	0,415	0,0573	4,1	3,2	208	237	1,303	0,517
75	PUR	positiv	0,54	408	0,545	0,1747	4,4	3,6	225	278	1,211	0,551
76	PUR	negativ	0,53	416	0,536	0,2012	4,4	3,6	167	297	1,184	0,401
77	PUR	positiv	0,47	454	0,472	0,0591	4,9	5,4	202	266	1,307	0,445
78	PUR	negativ	0,46	455	0,464	0,1068	4,9	5,4	190	329	1,176	0,418
79	PUR	positiv	0,57	399	0,576	0,1260	3,9	3,8	221	231	1,315	0,554
80	PUR	positiv	0,50	404	0,502	0,0811	5,6	4,5	345	273	1,216	0,854
81	PUR	negativ	0,39	457	0,392	0,0521	5,6	4,5	176	302	1,230	0,385
82	PUR	positiv	0,52	491	0,529	0,0218	4,5	3,8	277	147	1,828	0,564
83	PUR	negativ	0,38	361	0,392	0,0264	4,5	3,8	200	211	1,307	0,554

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

E1.2 Sandwichelemente mit einem Kern aus Mineralwolle

Nr.	Kernwerkstoff	Deck-schicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{Cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
01	MW	positiv	0,56	465	0,563	0,1031	5,6	11,0	199	355	1,144	0,428
02	MW	negativ	0,56	467	0,562	0,0644	5,6	11,0	185	304	1,239	0,396
03	MW	positiv	0,57	381	0,571	0,0379	9,3	8,1	170	268	1,192	0,446
04	MW	negativ	0,48	403	0,480	0,0166	9,3	8,1	133	242	1,290	0,330
05	MW	positiv	0,56	395	0,558	0,1121	10,1	6,7	150	381	1,019	0,380
06	MW	negativ	0,57	436	0,570	0,0306	10,1	6,7	156	242	1,343	0,358
07	MW	positiv	0,57	413	0,571	0,1086	8,4	5,0	169	314	1,147	0,409
08	MW	negativ	0,56	402	0,559	0,0274	8,4	5,0	129	202	1,410	0,321
09	MW	positiv	0,52	466	0,520	0,0642	6,0	9,6	187	321	1,205	0,401
10	MW	positiv	0,52	438	0,520	0,0742	7,4	5,8	190	305	1,198	0,434
11	MW	negativ	0,52	464	0,521	0,0377	7,4	5,8	172	243	1,381	0,371
12	MW	positiv	0,52	482	0,521	0,0377	6,6	3,8	123	203	1,539	0,255
13	MW	negativ	0,52	464	0,521	0,0505	6,6	3,8	125	224	1,439	0,269
14	MW	positiv	0,53	403	0,532	0,0765	3,3	8,3	180	260	1,246	0,447
15	MW	positiv	0,48	453	0,480	0,0199	4,5	9,9	137	216	1,449	0,302
16	MW	negativ	0,47	405	0,470	0,0191	4,5	9,9	147	217	1,365	0,363
17	MW	positiv	0,53	437	0,532	0,0993	15,9	12,4	309	547	0,894	0,707

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

Nr.	Kernwerkstoff	Deckschicht ¹⁾	t _F [mm]	f _{yF} [N/mm ²]	A _F [mm ² /mm]	I _F [mm ⁴ /mm]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	σ _w [N/mm ²]	σ _{cr,w} [N/mm ²]	λ _w [-]	χ _w [-]
18	MW	negativ	0,53	352	0,531	0,0388	15,9	12,4	175	401	0,937	0,497
19	MW	positiv	0,52	387	0,520	0,0233	12,7	11,2	227	309	1,119	0,587
20	MW	negativ	0,51	409	0,510	0,0189	12,7	11,2	222	294	1,179	0,543
21	MW	positiv	0,53	363	0,551	0,0516	8,7	4,6	134	250	1,206	0,369
22	MW	negativ	0,51	474	0,522	0,0242	8,7	4,6	145	205	1,521	0,306
23	MW	negativ	0,50	376	0,505	0,0149	28,7	11,2	208	360	1,021	0,553
24	MW	positiv	0,55	371	0,552	0,0916	9,2	6,1	168	338	1,048	0,453
25	MW	negativ	0,53	391	0,531	0,0333	9,2	6,1	127	251	1,249	0,325
26	MW	negativ	0,62	445	0,624	0,1439	11,1	7,2	179	391	1,067	0,402

¹⁾ positiv = Produktionsunterseite; negativ = Produktionsoberseite

E2 Versuche zur Lasteinleitung**E2.1 Direkte Lasteinleitung über Kontakt**

Nummer	Probekörpertyp	Kernblechdicke [mm]	Breite des Probekörpers [mm]	Maximallast [kN]	Maximalspannung [N/mm ²]
K-A-01	A Stahldeckschicht 0,5 mm PUR-Kern 100 mm	0,473	399	11,26	59,7
K-A-02*		0,473	396	13,98	74,6
K-A-03*		0,473	397	14,03	74,7
K-A-04		0,473	399	12,53	66,4
K-A-05		0,473	396	12,11	64,7
K-A-06		0,473	396	14,58	77,8
K-A-07		0,473	397	12,50	66,6
K-B-01	B Stahldeckschicht 0,75 mm PUR-Kern 100 mm	0,762	400	19,24	63,1
K-B-02		0,762	400	29,95	98,3
K-B-03		0,762	399	21,42	70,5
K-B-04		0,762	399	29,61	97,4
K-B-05		0,762	400	29,02	95,2
K-B-06		0,762	400	19,40	63,6
K-B-07		0,762	399	19,54	64,3
K-B-08		0,762	399	21,33	70,2
K-B-09		0,762	399	28,01	92,1
K-B-10		0,762	399	20,33	66,9
K-B-11*		0,762	399	15,30	50,3
K-B-12		0,762	399	16,16	53,2
K-B-13*		0,762	400	14,82	48,6
K-B-14		0,762	400	20,16	66,1
K-B-15		0,762	400	24,13	79,2
K-B-16		0,762	400	20,60	67,6
K-C-01	C Stahldeckschicht 0,6 mm EPS-Kern 100 mm	0,539	390	12,26	58,3
K-C-02		0,539	391	9,89	46,9
K-C-03		0,539	390	10,02	47,7
K-C-04		0,539	390	12,18	57,9
K-C-05		0,539	390	7,18	34,2
K-C-06		0,539	391	7,89	37,4
K-C-07		0,539	390	8,26	39,3

*) Lasteinleitung über Sandwichelement

Nummer	Probekörpertyp	Kernblechdicke [mm]	Breite des Probe- körpers [mm]	Maximallast [kN]	Maximalspannung [N/mm ²]
K-E-01	E Stahldeckschicht 0,5 mm MW-Kern 100 mm	0,475	401	12,12	63,6
K-E-02		0,475	401	12,37	64,9
K-E-03		0,475	400	12,97	68,3
K-E-04		0,475	401	12,32	64,7
K-E-05		0,475	401	9,96	52,3
K-E-06		0,475	400	11,50	60,5
K-E-07		0,475	400	9,13	48,1
K-E-08		0,475	400	8,04	42,3
K-E-09		0,475	400	11,66	61,4
K-E-10		0,475	401	8,71	45,7
K-E-11		0,475	401	11,18	58,7
K-E-12		0,475	400	10,19	53,6
K-E-13		0,475	401	12,36	64,9
K-E-14		0,475	401	9,12	47,9
K-E-15		0,475	401	10,87	57,1
K-E-16		0,475	400	12,76	67,2
K-E-17		0,475	400	10,51	55,3
K-E-18*		0,475	400	7,93	41,7
K-E-19*		0,475	400	7,90	41,6

*) Lasteinleitung über Sandwichelement

E2.2 Versuche an Eckdetail

Nummer	Probekörpertyp	Kernblechdicke	Breite des Probekörpers	Maximallast	Maximalspannung
		[mm]	[mm]	[kN]	[N/mm ²]
E-A-01	A Stahldeckschicht 0,5 mm PUR-Kern 100 mm	0,473	400	16,29	86,1
E-A-02		0,473	399	15,01	79,5
E-A-03		0,473	399	13,93	73,8
E-A-04		0,473	399	13,26	70,3
E-A-05		0,473	400	12,63	66,7
E-A-06		0,473	398	17,27	91,7
E-A-07		0,473	399	16,17	85,7
E-B-01	B Stahldeckschicht 0,75 mm PUR-Kern 100 mm	0,762	400	26,28	86,2
E-B-02		0,762	400	25,72	84,4
E-B-03		0,762	400	25,70	84,3
E-B-04		0,762	401	20,55	67,3
E-B-05		0,762	400	18,43	60,5
E-B-06		0,762	400	19,37	63,6
E-B-07		0,762	400	20,56	67,4
E-B-08		0,762	400	24,67	80,9
E-B-09		0,762	400	23,90	78,4
E-B-10		0,762	399	27,80	91,4
E-B-11		0,762	400	18,86	61,9
E-B-12		0,762	400	19,88	65,2
E-C-01	C Stahldeckschicht 0,6 mm EPS-Kern 100 mm	0,539	399	12,05	56,0
E-C-02		0,539	391	7,10	33,7
E-C-03		0,539	391	8,88	42,1
E-C-04		0,539	391	11,20	53,2
E-E-01	E Stahldeckschicht 0,5 mm MW-Kern 100 mm	0,475	400	10,93	57,5
E-E-02		0,475	400	9,68	50,9
E-E-03		0,475	400	8,82	46,4
E-E-04		0,475	400	9,02	47,5
E-E-05		0,475	400	10,52	55,4

E2.3 Ermittlung der Abminderungsfaktoren aus den Versuchen

Elemente des Typs A

Spannung σ_c bei idealer Kante		102,3 N/mm ²	
Nummer	Maximalspannung [N/mm ²]	Abminderungsfaktor χ_K [-]	$\chi_K / \chi_{K,mean}$ [-]
K-A-01	59,7	0,583	0,804
K-A-02	74,6	0,730	1,006
K-A-03	74,7	0,730	1,007
K-A-04	66,4	0,649	0,895
K-A-05	64,7	0,632	0,872
K-A-06	77,8	0,761	1,050
K-A-07	66,6	0,651	0,898
E-A-01	86,1	0,842	1,161
E-A-02	79,5	0,778	1,072
E-A-03	73,8	0,722	0,995
E-A-04	70,3	0,687	0,948
E-A-05	66,7	0,652	0,900
E-A-06	91,7	0,897	1,237
E-A-07	85,7	0,838	1,155
Mittelwert $\chi_{K,mean}$		0,73	
Standardabweichung		0,09	
charakteristischer Wert $\chi_{K,k}$		0,58	

Elemente des Typs B

Spannung σ_c bei idealer Kante		90,0 N/mm ²	
Nummer	Maximalspannung [N/mm ²]	Abminderungsfaktor χ_K [-]	$\chi_K / \chi_{K,mean}$ [-]
K-B-01	63,1	0,701	0,878
K-B-02	98,3	*	-
K-B-03	70,5	0,782	0,980
K-B-04	97,4	*	-
K-B-05	95,2	*	-
K-B-06	63,6	0,707	0,885
K-B-07	64,3	0,714	0,894
K-B-08	70,2	0,779	0,975
K-B-09	92,1	*	-
K-B-10	66,9	0,743	0,930
K-B-11	50,3	0,559	0,700
K-B-12	53,2	0,590	0,739
K-B-13	48,6	0,540	0,676
K-B-14	66,1	0,735	0,920
K-B-15	79,2	0,879	1,101
K-B-16	67,6	0,751	0,940
E-B-01	86,2	0,958	1,199
E-B-02	84,4	0,937	1,173
E-B-03	84,3	0,936	1,172
E-B-04	67,3	0,747	0,935
E-B-05	60,5	0,672	0,841
E-B-06	63,6	0,706	0,884
E-B-07	67,4	0,749	0,938
E-B-08	80,9	0,899	1,125
E-B-09	78,4	0,871	1,090
E-B-10	91,4	*	-
E-B-11	61,9	0,687	0,860
E-B-12	65,2	0,724	0,907
Mittelwert $\chi_{K,mean}$		0,80	
Standardabweichung		0,12	
charakteristischer Wert $\chi_{K,k}$		0,57	

* in der Auswertung nicht berücksichtigt, da Abminderungsfaktor > 1

Elemente des Typs C

Spannung σ_c bei idealer Kante		79,9 N/mm ²	
Nummer	Maximalspannung [N/mm ²]	Abminderungsfaktor χ_K [-]	$\chi_K / \chi_{K,mean}$ [-]
K-C-01	58,3	0,730	1,266
K-C-02	46,9	0,587	1,019
K-C-03	47,7	0,596	1,035
K-C-04	57,9	0,725	1,258
K-C-05	34,2	0,427	0,741
K-C-06	37,4	0,468	0,813
K-C-07	39,3	0,492	0,853
E-C-01	56,0	0,701	1,216
E-C-02	33,7	0,421	0,731
E-C-03	42,1	0,527	0,914
E-C-04	53,2	0,665	1,154
Mittelwert $\chi_{K,mean}$		0,58	
Standardabweichung		0,12	
charakteristischer Wert $\chi_{K,k}$		0,38	

Elemente des Typs E

Spannung σ_c bei idealer Kante		91,8 N/mm ²	
Nummer	Maximalspannung [N/mm ²]	Abminderungsfaktor χ_K [-]	$\chi_K / \chi_{K,mean}$ [-]
K-E-01	63,6	0,695	1,161
K-E-02	64,9	0,708	1,183
K-E-03	68,3	0,744	1,243
K-E-04	64,7	0,705	1,178
K-E-05	52,3	0,570	0,952
K-E-06	60,5	0,659	1,102
K-E-07	48,1	0,524	0,875
K-E-08	42,3	0,461	0,771
K-E-09	61,4	0,669	1,118
K-E-10	45,7	0,498	0,833
K-E-11	58,7	0,640	1,069
K-E-12	53,6	0,584	0,977
K-E-13	64,9	0,707	1,182
K-E-14	47,9	0,522	0,872
K-E-15	57,1	0,622	1,040
K-E-16	67,2	0,732	1,223
K-E-17	55,3	0,603	1,008
K-E-18	41,7	0,455	0,760
K-E-19*	41,6	0,453	0,757
E-E-01	57,5	0,627	1,048
E-E-02	50,9	0,555	0,928
E-E-03	46,4	0,506	0,846
E-E-04	47,5	0,517	0,865
E-E-05	55,4	0,603	1,008
Mittelwert $\chi_{K,mean}$		0,60	
Standardabweichung		0,09	
charakteristischer Wert $\chi_{K,k}$		0,45	

Anhang F

Numerische Untersuchungen zur Einleitung von Normal- kräften in Sandwichelemente

F1 Berechnungen zur Ermittlung von Knickspannungslinien

F1.1 Knittern in Feldmitte

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	ElF [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-101	0,50	1	2403,8	24	12	21,04	321	220	0,83	195	0,89
W-102	0,50	1	2403,8	16	8	24,09	245	220	0,95	174	0,79
W-103	0,50	1	2403,8	14	7	25,18	224	220	0,99	156	0,71
W-104	0,50	1	2403,8	8	4	30,35	155	220	1,19	118	0,54
W-105	0,50	1	2403,8	6	3	33,40	128	220	1,31	101	0,46
W-106	0,50	1	2403,8	16	8	24,09	245	360	1,21	197	0,55
W-107	0,50	1	2403,8	12	6	26,51	203	360	1,33	169	0,47
W-108	0,50	1	2403,8	8	4	30,35	155	360	1,53	134	0,37
W-109	0,50	1	2403,8	4	2	38,24	97	360	1,92	88	0,24
W-110	0,50	1	2403,8	12	6	26,51	203	450	1,49	177	0,39
W-111	0,50	1	2403,8	8	4	30,35	155	450	1,71	140	0,31
W-112	0,50	1	2403,8	4	2	38,24	97	450	2,15	91	0,20
W-113	0,75	1	8113,0	24	12	31,56	321	280	0,93	217	0,78
W-114	0,75	1	8113,0	16	8	36,13	245	280	1,07	182	0,65
W-115	0,40	1	1230,8	14	7	20,15	224	280	1,12	171	0,61

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-116	0,75	1	8113,0	8	4	45,52	155	280	1,35	125	0,45
W-117	0,40	1	1230,8	6	3	26,72	128	280	1,48	107	0,38
W-118	0,75	1	8113,0	16	8	36,13	245	320	1,14	190	0,59
W-119	0,40	1	1230,8	12	6	21,21	203	320	1,26	164	0,51
W-120	0,75	1	8113,0	8	4	45,52	155	320	1,44	129	0,40
W-121	0,40	1	1230,8	4	2	30,59	97	320	1,81	87	0,27
W-122	0,75	1	8113,0	2	1	72,26	61	220	1,89	53	0,24
W-123	0,40	1	1230,8	2	1	38,54	61	320	2,28	56	0,18
W-124	0,75	1	8113,0	2	1	72,26	61	360	2,42	57	0,16
W-125	0,40	1	1230,8	4	2	30,59	97	220	1,50	80	0,36
W-126	0,40	1	1230,8	4	2	30,59	97	320	1,81	87	0,27
W-127	0,40	1	1230,8	4	2	30,59	97	360	1,92	88	0,25
W-128	0,50	1	2403,8	4	2	38,24	97	220	1,50	80	0,36
W-129	0,50	1	2403,8	4	2	38,24	97	320	1,81	86	0,27
W-130	0,50	1	2403,8	4	2	38,24	97	360	1,92	88	0,24
W-131	0,60	1	4153,8	4	2	45,88	97	220	1,50	80	0,36
W-132	0,60	1	4153,8	4	2	45,88	97	320	1,81	86	0,27

F.4 Anhang F: Numerische Untersuchungen zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	ElF [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-133	0,60	1	4153,8	4	2	45,88	97	360	1,92	88	0,24
W-201	0,50	2	4807,7	24	12	26,51	405	220	0,737	211	0,96
W-202	0,50	2	4807,7	16	8	30,35	309	220	0,844	187	0,85
W-203	0,50	2	4807,7	14	7	31,73	283	220	0,882	167	0,76
W-204	0,50	2	4807,7	8	4	38,24	195	220	1,063	129	0,59
W-205	0,50	2	4807,7	6	3	42,08	161	220	1,170	112	0,51
W-206	0,50	2	4807,7	16	8	30,35	309	360	1,079	217	0,60
W-207	0,50	2	4807,7	12	6	33,40	255	360	1,188	187	0,52
W-208	0,50	2	4807,7	8	4	38,24	195	360	1,360	150	0,42
W-209	0,50	2	4807,7	4	2	48,17	123	360	1,713	101	0,28
W-210	0,50	2	4807,7	12	6	33,40	255	450	1,328	199	0,44
W-211	0,50	2	4807,7	8	4	38,24	195	450	1,520	158	0,35
W-212	0,50	2	4807,7	4	2	48,17	123	450	1,915	105	0,23
W-213	0,75	2	16226,0	24	12	39,77	405	280	0,831	233	0,83
W-214	0,75	2	16226,0	16	8	45,52	309	280	0,952	196	0,70
W-215	0,40	2	2461,5	14	7	25,38	283	280	0,995	185	0,66
W-216	0,75	2	16226,0	8	4	57,35	195	280	1,199	140	0,50

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	ElF [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-217	0,40	2	2461,5	6	3	33,67	161	280	1,320	120	0,43
W-218	0,75	2	16226,0	16	8	45,52	309	320	1,017	207	0,65
W-219	0,40	2	2461,5	12	6	26,72	255	320	1,120	181	0,57
W-220	0,75	2	16226,0	8	4	57,35	195	320	1,282	145	0,45
W-221	0,40	2	2461,5	4	2	38,54	123	320	1,615	98	0,31
W-222	0,75	2	16226,0	2	1	91,04	77	220	1,687	60	0,27
W-223	0,40	2	2461,5	2	1	48,56	77	320	2,035	65	0,20
W-224	0,75	2	16226,0	2	1	91,04	77	360	2,158	66	0,18
W-401	0,50	4	9615,4	24	12	33,40	510	220	0,66	222	1,01
W-402	0,50	4	9615,4	16	8	38,24	389	220	0,75	205	0,93
W-403	0,50	4	9615,4	14	7	39,98	356	220	0,79	182	0,83
W-404	0,50	4	9615,4	8	4	48,17	245	220	0,95	140	0,64
W-405	0,50	4	9615,4	6	3	53,02	203	220	1,04	121	0,55
W-406	0,50	4	9615,4	16	8	38,24	389	360	0,96	235	0,65
W-407	0,50	4	9615,4	12	6	42,08	321	360	1,06	205	0,57
W-408	0,50	4	9615,4	8	4	48,17	245	360	1,21	167	0,46
W-409	0,50	4	9615,4	4	2	60,70	155	360	1,53	114	0,32

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	ElF [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-410	0,50	4	9615,4	12	6	42,08	321	450	1,18	222	0,49
W-411	0,50	4	9615,4	8	4	48,17	245	450	1,35	178	0,40
W-412	0,50	4	9615,4	4	2	60,70	155	450	1,71	119	0,26
W-413	0,75	4	32451,9	24	12	50,10	510	280	0,74	255	0,91
W-414	0,75	4	32451,9	16	8	57,35	389	280	0,85	213	0,76
W-415	0,40	4	4923,1	14	7	31,98	356	280	0,89	201	0,72
W-416	0,75	4	32451,9	8	4	72,26	245	280	1,07	153	0,55
W-417	0,40	4	4923,1	6	3	42,42	203	280	1,18	132	0,47
W-418	0,75	4	32451,9	16	8	57,35	389	320	0,91	224	0,70
W-419	0,40	4	4923,1	12	6	33,67	321	320	1,00	196	0,61
W-420	0,75	4	32451,9	8	4	72,26	245	320	1,14	160	0,50
W-421	0,40	4	4923,1	4	2	48,56	155	320	1,44	111	0,35
W-422	0,75	4	32451,9	2	1	114,71	97	220	1,50	67	0,31
W-423	0,40	4	4923,1	2	1	61,18	97	320	1,81	75	0,23
W-424	0,75	4	32451,9	2	1	114,71	97	360	1,92	76	0,21
W-601	0,50	6	14423,1	24	12	38,24	584	220	0,61	226	1,03
W-602	0,50	6	14423,1	16	8	43,77	446	220	0,70	214	0,97

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-603	0,50	6	14423,1	14	7	45,76	408	220	0,73	195	0,89
W-604	0,50	6	14423,1	8	4	55,15	281	220	0,89	150	0,68
W-605	0,50	6	14423,1	6	3	60,70	232	220	0,97	129	0,59
W-606	0,50	6	14423,1	16	8	43,77	446	360	0,90	248	0,69
W-607	0,50	6	14423,1	12	6	48,17	368	360	0,99	215	0,60
W-608	0,50	6	14423,1	8	4	55,15	281	360	1,13	176	0,49
W-609	0,50	6	14423,1	4	2	69,48	177	360	1,43	122	0,34
W-610	0,50	6	14423,1	12	6	48,17	368	450	1,11	233	0,52
W-611	0,50	6	14423,1	8	4	55,15	281	450	1,27	190	0,42
W-612	0,50	6	14423,1	4	2	69,48	177	450	1,59	129	0,29
W-613	0,40	6	7384,6	24	12	30,59	584	280	0,69	283	1,01
W-614	0,40	6	7384,6	16	8	35,02	446	280	0,79	227	0,81
W-615	0,40	6	7384,6	14	7	36,61	408	280	0,83	214	0,77
W-616	0,40	6	7384,6	8	4	44,12	281	280	1,00	162	0,58
W-617	0,40	6	7384,6	6	3	48,56	232	280	1,10	140	0,50
W-618	0,40	6	7384,6	16	8	35,02	446	320	0,85	239	0,75
W-619	0,40	6	7384,6	12	6	38,54	368	320	0,93	208	0,65

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-620	0,40	6	7384,6	8	4	44,12	281	320	1,07	171	0,53
W-621	0,40	6	7384,6	4	2	55,58	177	320	1,34	118	0,37
W-622	0,40	6	7384,6	8	4	44,12	281	220	0,89	138	0,63
W-623	0,40	6	7384,6	6	3	48,56	232	320	1,17	146	0,46
W-624	0,40	6	7384,6	6	3	48,56	232	360	1,25	153	0,42
W-801	0,50	8	19230,8	24	12	42,08	643	220	0,58	228	1,04
W-802	0,50	8	19230,8	16	8	48,17	491	220	0,67	210	0,95
W-803	0,50	8	19230,8	14	7	50,37	449	220	0,70	199	0,90
W-804	0,50	8	19230,8	8	4	60,70	309	220	0,84	158	0,72
W-805	0,50	8	19230,8	6	3	66,80	255	220	0,93	135	0,61
W-806	0,50	8	19230,8	16	8	48,17	491	360	0,86	260	0,72
W-807	0,50	8	19230,8	12	6	53,02	405	360	0,94	225	0,62
W-808	0,50	8	19230,8	8	4	60,70	309	360	1,08	183	0,51
W-809	0,50	8	19230,8	4	2	76,47	195	360	1,36	128	0,35
W-810	0,50	8	19230,8	12	6	53,02	405	450	1,05	242	0,54
W-811	0,50	8	19230,8	8	4	60,70	309	450	1,21	197	0,44
W-812	0,50	8	19230,8	4	2	76,47	195	450	1,52	136	0,30

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	EIF [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_w [mm]	$\sigma_{cr,w}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_w [-]	σ_w [N/mm ²]	χ_w [-]
W-813	0,40	8	9846,2	24	12	33,67	643	280	0,66	274	0,98
W-814	0,40	8	9846,2	16	8	38,54	491	280	0,76	239	0,85
W-815	0,40	8	9846,2	14	7	40,29	449	280	0,79	227	0,81
W-816	0,40	8	9846,2	8	4	48,56	309	280	0,95	170	0,61
W-817	0,40	8	9846,2	6	3	53,44	255	280	1,05	145	0,52
W-818	0,40	8	9846,2	16	8	38,54	491	320	0,81	254	0,79
W-819	0,40	8	9846,2	12	6	42,42	405	320	0,89	219	0,68
W-820	0,40	8	9846,2	8	4	48,56	309	320	1,02	176	0,55
W-821	0,40	8	9846,2	4	2	61,18	195	320	1,28	123	0,38
W-822	0,40	8	9846,2	8	4	48,56	309	220	0,84	158	0,72
W-823	0,40	8	9846,2	6	3	53,44	255	320	1,12	152	0,47
W-824	0,40	8	9846,2	6	3	53,44	255	360	1,19	158	0,44

F1.2 Versagen an der Lasteinleitungsstelle

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-101	0,50	1	2403,8	24	12	24,20	161	220	1,17	128	0,58
C-102	0,50	1	2403,8	16	8	27,70	123	220	1,34	103	0,47
C-103	0,50	1	2403,8	14	7	28,96	112	220	1,40	95	0,43
C-104	0,50	1	2403,8	8	4	34,90	77	220	1,69	69	0,31
C-105	0,50	1	2403,8	6	3	38,41	64	220	1,86	58	0,26
C-106	0,50	1	2403,8	16	8	27,70	123	360	1,71	114	0,32
C-107	0,50	1	2403,8	12	6	30,49	101	360	1,89	95	0,27
C-108	0,50	1	2403,8	8	4	34,90	77	360	2,16	74	0,21
C-109	0,50	1	2403,8	4	2	43,97	49	360	2,72	47	0,13
C-110	0,50	1	2403,8	12	6	30,49	101	450	2,11	98	0,22
C-111	0,50	1	2403,8	8	4	34,90	77	450	2,41	76	0,17
C-112	0,50	1	2403,8	4	2	43,97	49	450	3,04	48	0,11
C-113	0,40	1	1230,8	24	12	19,36	161	280	1,32	138	0,49
C-114	0,75	1	8113,0	16	8	41,55	123	280	1,51	108	0,39
C-115	0,40	1	1230,8	14	7	23,17	112	280	1,58	101	0,36
C-116	0,75	1	8113,0	8	4	52,35	77	280	1,90	71	0,25
C-117	0,40	1	1230,8	6	3	30,73	64	280	2,10	60	0,21

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-118	0,75	1	8113,0	16	8	41,55	123	320	1,62	111	0,35
C-119	0,40	1	1230,8	12	6	24,39	101	320	1,78	94	0,29
C-120	0,75	1	8113,0	8	4	52,35	77	320	2,03	72	0,23
C-121	0,40	1	1230,8	4	2	35,18	49	320	2,56	47	0,15
C-122	0,75	1	8113,0	2	1	83,10	31	220	2,68	29	0,13
C-123	0,40	1	1230,8	2	1	44,32	31	320	3,23	30	0,09
C-124	0,75	1	8113,0	2	1	83,10	31	360	3,43	30	0,08
C-125	0,40	1	1230,8	4	2	35,18	49	220	2,13	45	0,20
C-126	0,40	1	1230,8	4	2	35,18	49	320	2,56	47	0,15
C-127	0,40	1	1230,8	4	2	35,18	49	360	2,72	48	0,13
C-128	0,50	1	2403,8	4	2	43,97	49	220	2,13	45	0,20
C-129	0,50	1	2403,8	4	2	43,97	49	320	2,56	47	0,15
C-130	0,50	1	2403,8	4	2	43,97	49	360	2,72	47	0,13
C-131	0,60	1	4153,8	4	2	52,77	49	220	2,13	45	0,20
C-132	0,60	1	4153,8	4	2	52,77	49	320	2,56	47	0,15
C-133	0,60	1	4153,8	4	2	52,77	49	360	2,72	47	0,13
C-201	0,50	2	4807,7	24	12	30,49	203	220	1,04	135	0,61

F.12 Anhang F: Numerische Untersuchungen zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-202	0,50	2	4807,7	16	8	34,90	155	220	1,19	110	0,50
C-203	0,50	2	4807,7	14	7	36,49	141	220	1,25	103	0,47
C-204	0,50	2	4807,7	8	4	43,97	97	220	1,50	77	0,35
C-205	0,50	2	4807,7	6	3	48,40	80	220	1,65	65	0,30
C-206	0,50	2	4807,7	16	8	34,90	155	360	1,53	129	0,36
C-207	0,50	2	4807,7	12	6	38,41	128	360	1,68	109	0,30
C-208	0,50	2	4807,7	8	4	43,97	97	360	1,92	86	0,24
C-209	0,50	2	4807,7	4	2	55,40	61	360	2,42	55	0,15
C-210	0,50	2	4807,7	12	6	38,41	128	450	1,88	114	0,25
C-211	0,50	2	4807,7	8	4	43,97	97	450	2,15	88	0,20
C-212	0,50	2	4807,7	4	2	55,40	61	450	2,71	57	0,13
C-213	0,40	2	2461,5	24	12	24,39	203	280	1,18	148	0,53
C-214	0,75	2	16226,0	16	8	52,35	155	280	1,35	119	0,43
C-215	0,40	2	2461,5	14	7	29,19	141	280	1,41	112	0,40
C-216	0,75	2	16226,0	8	4	65,96	97	280	1,70	81	0,29
C-217	0,40	2	2461,5	6	3	38,72	80	280	1,87	69	0,25
C-218	0,75	2	16226,0	16	8	52,35	155	320	1,44	124	0,39

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-219	0,40	2	2461,5	12	6	30,73	128	320	1,58	106	0,33
C-220	0,75	2	16226,0	8	4	65,96	97	320	1,81	83	0,26
C-221	0,40	2	2461,5	4	2	44,32	61	320	2,28	55	0,17
C-222	0,75	2	16226,0	2	1	104,70	39	220	2,39	33	0,15
C-223	0,40	2	2461,5	2	1	55,84	39	320	2,88	35	0,11
C-224	0,75	2	16226,0	2	1	104,70	39	360	3,05	36	0,10
C-401	0,50	4	9615,4	24	12	38,41	255	220	0,93	140	0,64
C-402	0,50	4	9615,4	16	8	43,97	195	220	1,06	118	0,54
C-403	0,50	4	9615,4	14	7	45,97	178	220	1,11	111	0,50
C-404	0,50	4	9615,4	8	4	55,40	123	220	1,34	83	0,38
C-405	0,50	4	9615,4	6	3	60,98	101	220	1,47	71	0,32
C-406	0,50	4	9615,4	16	8	43,97	195	360	1,36	142	0,39
C-407	0,50	4	9615,4	12	6	48,40	161	360	1,50	121	0,34
C-408	0,50	4	9615,4	8	4	55,40	123	360	1,71	97	0,27
C-409	0,50	4	9615,4	4	2	69,80	77	360	2,16	64	0,18
C-410	0,50	4	9615,4	12	6	48,40	161	450	1,67	129	0,29
C-411	0,50	4	9615,4	8	4	55,40	123	450	1,92	102	0,23

F.14 Anhang F: Numerische Untersuchungen zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-412	0,50	4	9615,4	4	2	69,80	77	450	2,41	67	0,15
C-413	0,40	4	4923,1	24	12	30,73	255	280	1,05	159	0,57
C-414	0,75	4	32451,9	16	8	65,96	195	280	1,20	129	0,46
C-415	0,40	4	4923,1	14	7	36,78	178	280	1,25	130	0,46
C-416	0,75	4	32451,9	8	4	83,10	123	280	1,51	89	0,32
C-417	0,40	4	4923,1	6	3	48,78	101	280	1,66	77	0,28
C-418	0,75	4	32451,9	16	8	65,96	195	320	1,28	135	0,42
C-419	0,40	4	4923,1	12	6	38,72	161	320	1,41	117	0,37
C-420	0,75	4	32451,9	8	4	83,10	123	320	1,62	93	0,29
C-421	0,40	4	4923,1	4	2	55,84	77	320	2,03	63	0,20
C-422	0,75	4	32451,9	2	1	131,91	49	220	2,13	38	0,17
C-423	0,40	4	4923,1	2	1	70,35	49	320	2,56	41	0,13
C-424	0,75	4	32451,9	2	1	131,91	49	360	2,72	42	0,12
C-601	0,50	6	14423,1	24	12	43,97	292	220	0,87	141	0,64
C-602	0,50	6	14423,1	16	8	50,33	223	220	0,99	121	0,55
C-603	0,50	6	14423,1	14	7	52,63	204	220	1,04	114	0,52
C-604	0,50	6	14423,1	8	4	63,42	140	280	1,41	95	0,34

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-605	0,50	6	14423,1	6	3	69,80	116	280	1,55	82	0,29
C-606	0,50	6	14423,1	16	8	50,33	223	360	1,27	148	0,41
C-607	0,50	6	14423,1	12	6	55,40	184	360	1,40	128	0,36
C-608	0,50	6	14423,1	8	4	63,42	140	360	1,60	103	0,29
C-609	0,50	6	14423,1	4	2	79,90	88	360	2,02	69	0,19
C-610	0,50	6	14423,1	12	6	55,40	184	450	1,56	137	0,31
C-611	0,50	6	14423,1	8	4	63,42	140	450	1,79	109	0,24
C-612	0,50	6	14423,1	4	2	79,90	88	450	2,26	73	0,16
C-613	0,40	6	7384,6	24	12	35,18	292	280	0,98	162	0,58
C-614	0,40	6	7384,6	16	8	40,27	223	280	1,12	136	0,48
C-615	0,40	6	7384,6	14	7	42,10	204	280	1,17	127	0,45
C-616	0,40	6	7384,6	8	4	50,73	140	280	1,41	95	0,34
C-617	0,40	6	7384,6	6	3	55,84	116	280	1,55	81	0,29
C-618	0,40	6	7384,6	16	8	40,27	223	320	1,20	142	0,45
C-619	0,40	6	7384,6	12	6	44,32	184	320	1,32	123	0,38
C-620	0,40	6	7384,6	8	4	50,73	140	320	1,51	100	0,31
C-621	0,40	6	7384,6	4	2	63,92	88	320	1,90	68	0,21

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	E_{IF} [Nmm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-622	0,40	6	7384,6	8	4	50,73	140	250	1,33	92	0,37
C-623	0,40	6	7384,6	6	3	55,84	116	320	1,66	85	0,27
C-624	0,40	6	7384,6	6	3	55,84	116	360	1,76	88	0,24
C-801	0,50	8	19230,8	24	12	48,40	321	220	0,83	141	0,64
C-802	0,50	8	19230,8	16	8	55,40	245	250	1,01	131	0,53
C-803	0,50	8	19230,8	14	7	57,92	224	250	1,06	124	0,49
C-804	0,50	8	19230,8	8	4	69,80	155	280	1,35	98	0,35
C-805	0,50	8	19230,8	6	3	76,83	128	280	1,48	84	0,30
C-806	0,50	8	19230,8	16	8	55,40	245	360	1,21	153	0,42
C-807	0,50	8	19230,8	12	6	60,98	203	360	1,33	133	0,37
C-808	0,50	8	19230,8	8	4	69,80	155	360	1,53	107	0,30
C-809	0,50	8	19230,8	4	2	87,94	97	360	1,92	73	0,20
C-810	0,50	8	19230,8	12	6	60,98	203	450	1,49	143	0,32
C-811	0,50	8	19230,8	8	4	69,80	155	450	1,71	114	0,25
C-812	0,50	8	19230,8	4	2	87,94	97	450	2,15	77	0,17
C-813	0,40	8	9846,2	24	12	38,72	321	280	0,93	164	0,59
C-814	0,40	8	9846,2	16	8	44,32	245	280	1,07	139	0,50

Nr.	t_F [mm]	Erhöhungsfaktor für Profilierung [-]	ElF [N/mm ² /mm]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	$\sigma_{cr,c}$ [N/mm ²]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	λ_c [-]	σ_c [N/mm ²]	χ_c [-]
C-815	0,40	8	9846,2	14	7	46,34	224	280	1,12	130	0,47
C-816	0,40	8	9846,2	8	4	55,84	155	280	1,35	98	0,35
C-817	0,40	8	9846,2	6	3	61,46	128	280	1,48	85	0,30
C-818	0,40	8	9846,2	16	8	44,32	245	320	1,14	146	0,46
C-819	0,40	8	9846,2	12	6	48,78	203	320	1,26	127	0,40
C-820	0,40	8	9846,2	8	4	55,84	155	320	1,44	103	0,32
C-821	0,40	8	9846,2	4	2	70,35	97	320	1,81	71	0,22
C-822	0,40	8	9846,2	8	4	55,84	155	250	1,27	94	0,38
C-823	0,40	8	9846,2	6	3	61,46	128	320	1,58	89	0,28
C-824	0,40	8	9846,2	6	3	61,46	128	360	1,68	92	0,25

F2 Berechnungen zum Einfluss der unebenen Schnittkante

F2.1 Untersuchungen zum Einfluss der Wellenlänge und der Tiefe der Imperfektion

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	G_c [N/mm ²]	Imperfektion		max σ [N/mm ²]	χ_K [-]
					Wellenlänge [mm]	Tiefe [mm]		
1-00	0,50	280	6	3	-	0	61	Referenzwert
1-01	0,50	280	6,0	3,0	20	0,25	54	0,886
1-02	0,50	280	6,0	3,0	20	0,5	53	0,863
1-03	0,50	280	6,0	3,0	20	1,0	51	0,831
1-04	0,50	280	6,0	3,0	20	2,0	45	0,736
1-05	0,50	280	6,0	3,0	20	3,0	46	0,752
1-06	0,50	280	6,0	3,0	40	0,25	47	0,767
1-07	0,50	280	6,0	3,0	40	0,5	42	0,689
1-08	0,50	280	6,0	3,0	40	1,0	40	0,650
1-09	0,50	280	6,0	3,0	40	2,0	38	0,622
1-10	0,50	280	6,0	3,0	40	3,0	38	0,611
1-11	0,50	280	6,0	3,0	70	0,25	49	0,795
1-12	0,50	280	6,0	3,0	70	0,5	43	0,694
1-13	0,50	280	6,0	3,0	70	1,0	36	0,590
1-14	0,50	280	6,0	3,0	70	2,0	30	0,492
1-15	0,50	280	6,0	3,0	70	3,0	30	0,492

Nr.	t _F [mm]	f _{y,F} [N/mm ²]	E _c [N/mm ²]	G _c [N/mm ²]	Imperfektion		max σ [N/mm ²]	χ _K [-]
					Wellenlänge [mm]	Tiefe [mm]		
1-16	0,50	280	6,0	3,0	100	0,25	51	0,833
1-17	0,50	280	6,0	3,0	100	0,5	45	0,735
1-18	0,50	280	6,0	3,0	100	1,0	36	0,579
1-19	0,50	280	6,0	3,0	100	2,0	31	0,500
1-20	0,50	280	6,0	3,0	100	3,0	31	0,498
1-21	0,50	280	6,0	3,0	150	0,25	53	0,861
1-22	0,50	280	6,0	3,0	150	0,5	47	0,770
1-23	0,50	280	6,0	3,0	150	1,0	37	0,602
1-24	0,50	280	6,0	3,0	150	2,0	32	0,519
1-25	0,50	280	6,0	3,0	150	3,0	31	0,497
1-26	0,50	280	6,0	3,0	200	0,25	54	0,874
1-27	0,50	280	6,0	3,0	200	0,5	48	0,785
1-28	0,50	280	6,0	3,0	200	1,0	38	0,624
1-29	0,50	280	6,0	3,0	200	2,0	34	0,547
1-30	0,50	280	6,0	3,0	200	3,0	31	0,506
2-00	0,75	320	4,0	2,0	-	0	46	Referenzwert
2-01	0,75	320	4,0	2,0	20	0,25	44	0,975

Nr.	t _F [mm]	f _{y,F} [N/mm ²]	E _c [N/mm ²]	G _c [N/mm ²]	Imperfektion		max σ [N/mm ²]	χ _K [-]
					Wellenlänge [mm]	Tiefe [mm]		
2-02	0,75	320	4,0	2,0	20	0,5	44	0,966
2-03	0,75	320	4,0	2,0	20	1,0	43	0,952
2-04	0,75	320	4,0	2,0	20	2,0	42	0,919
2-05	0,75	320	4,0	2,0	20	3,0	41	0,890
2-06	0,75	320	4,0	2,0	20	4,0	40	0,876
2-07	0,75	320	4,0	2,0	20	5,0	39	0,864
2-08	0,75	320	4,0	2,0	40	0,25	41	0,895
2-09	0,75	320	4,0	2,0	40	0,5	39	0,864
2-10	0,75	320	4,0	2,0	40	1,0	38	0,837
2-11	0,75	320	4,0	2,0	40	2,0	36	0,799
2-12	0,75	320	4,0	2,0	40	3,0	35	0,777
2-13	0,75	320	4,0	2,0	40	4,0	34	0,753
2-14	0,75	320	4,0	2,0	40	5,0	32	0,713
2-15	0,75	320	4,0	2,0	70	0,25	40	0,883
2-16	0,75	320	4,0	2,0	70	0,5	36	0,795
2-17	0,75	320	4,0	2,0	70	1,0	33	0,718
2-18	0,75	320	4,0	2,0	70	2,0	29	0,646

Nr.	t _F [mm]	f _{y,F} [N/mm ²]	E _c [N/mm ²]	G _c [N/mm ²]	Imperfektion		max σ [N/mm ²]	χ _K [-]
					Wellenlänge [mm]	Tiefe [mm]		
2-19	0,75	320	4,0	2,0	70	3,0	27	0,595
2-20	0,75	320	4,0	2,0	70	4,0	27	0,585
2-21	0,75	320	4,0	2,0	70	5,0	25	0,560
2-22	0,75	320	4,0	2,0	100	0,25	42	0,918
2-23	0,75	320	4,0	2,0	100	0,5	37	0,820
2-24	0,75	320	4,0	2,0	100	1,0	33	0,731
2-25	0,75	320	4,0	2,0	100	2,0	30	0,658
2-26	0,75	320	4,0	2,0	100	3,0	28	0,620
2-27	0,75	320	4,0	2,0	100	4,0	28	0,605
2-28	0,75	320	4,0	2,0	100	5,0	26	0,566
2-29	0,75	320	4,0	2,0	200	0,25	44	0,958
2-30	0,75	320	4,0	2,0	200	0,5	40	0,881
2-31	0,75	320	4,0	2,0	200	1,0	36	0,783
2-32	0,75	320	4,0	2,0	200	2,0	29	0,647
2-33	0,75	320	4,0	2,0	200	3,0	30	0,653
2-34	0,75	320	4,0	2,0	200	4,0	29	0,631
2-35	0,75	320	4,0	2,0	200	5,0	28	0,616

Nr.	t _F [mm]	f _{y,F} [N/mm ²]	E _c [N/mm ²]	G _c [N/mm ²]	Imperfektion		max σ [N/mm ²]	χ _K [-]
					Wellenlänge [mm]	Tiefe [mm]		
3-00	0,40	180	8,0	4,0	-	0	66	Referenzwert
3-01	0,40	180	8,0	4,0	20	0,25	57	0,862
3-02	0,40	180	8,0	4,0	20	0,5	56	0,847
3-03	0,40	180	8,0	4,0	20	1,0	54	0,813
3-04	0,40	180	8,0	4,0	20	2,0	55	0,824
3-05	0,40	180	8,0	4,0	20	3,0	54	0,820
3-06	0,40	180	8,0	4,0	40	0,25	44	0,660
3-07	0,40	180	8,0	4,0	40	0,5	42	0,631
3-08	0,40	180	8,0	4,0	40	1,0	40	0,597
3-09	0,40	180	8,0	4,0	40	2,0	39	0,594
3-10	0,40	180	8,0	4,0	40	3,0	39	0,584
3-11	0,40	180	8,0	4,0	70	0,25	38	0,571
3-12	0,40	180	8,0	4,0	70	0,5	31	0,475
3-13	0,40	180	8,0	4,0	70	1,0	28	0,420
3-14	0,40	180	8,0	4,0	70	2,0	27	0,412
3-15	0,40	180	8,0	4,0	70	3,0	27	0,403
3-16	0,40	180	8,0	4,0	100	0,25	41	0,618

Nr.	t _F [mm]	f _{y,F} [N/mm ²]	E _C [N/mm ²]	G _C [N/mm ²]	Imperfektion		max σ [N/mm ²]	χ _K [-]
					Wellenlänge [mm]	Tiefe [mm]		
3-17	0,40	180	8,0	4,0	100	0,5	34	0,511
3-18	0,40	180	8,0	4,0	100	1,0	29	0,442
3-19	0,40	180	8,0	4,0	100	2,0	27	0,411
3-20	0,40	180	8,0	4,0	100	3,0	28	0,416
3-21	0,40	180	8,0	4,0	150	0,25	44	0,658
3-22	0,40	180	8,0	4,0	150	0,5	37	0,559
3-23	0,40	180	8,0	4,0	150	1,0	31	0,476
3-24	0,40	180	8,0	4,0	150	2,0	28	0,425
3-25	0,40	180	8,0	4,0	150	3,0	27	0,414

F2.2 Berechnungen zur Untersuchung des Abminderungsfaktors χ_K

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	λ_1 [-]	σ_c (ebene Kante) [N/mm ²]	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante) [N/mm ²]	$\chi_K = \sigma_{c,UE}/\sigma_c$ [-]	$\chi_K \cdot \lambda_1$ [-]
1	0,40	220	2,0	1,0	44,33	97,06	30,1	11,8	0,39	37,9
2	0,40	220	3,0	1,5	38,73	97,06	39,1	12,8	0,33	31,8
3	0,40	220	4,0	2,0	35,19	97,06	46,6	14,1	0,30	29,4
4	0,40	220	6,0	3,0	30,74	97,06	60,6	15,2	0,25	24,3
5	0,40	220	8,0	4,0	27,93	97,06	72,5	16,5	0,23	22,1
6	0,40	220	10,0	5,0	25,93	97,06	83,5	17,8	0,21	20,6
7	0,40	220	16,0	8,0	22,17	97,06	110,8	20,8	0,19	18,2
8	0,40	280	2,0	1,0	44,33	86,04	30,6	12,5	0,41	35,1
9	0,40	280	3,0	1,5	38,73	86,04	39,9	13,9	0,35	29,9
10	0,40	280	4,0	2,0	35,19	86,04	48,0	15,1	0,32	27,1
11	0,40	280	6,0	3,0	30,74	86,04	62,4	17,4	0,28	24,0
12	0,40	280	8,0	4,0	27,93	86,04	74,8	18,7	0,25	21,5
13	0,40	280	10,0	5,0	25,93	86,04	86,4	19,9	0,23	19,8
14	0,40	280	16,0	8,0	22,17	86,04	117,4	22,5	0,19	16,5
15	0,40	320	2,0	1,0	44,33	80,48	30,9	12,8	0,41	33,3
16	0,40	320	3,0	1,5	38,73	80,48	40,3	14,4	0,36	28,9
17	0,40	320	4,0	2,0	35,19	80,48	48,6	15,6	0,32	25,9

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	λ_1 [-]	σ_c (ebene Kante) [N/mm ²]	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante) [N/mm ²]	$\chi_K = \sigma_{c,UE}/\sigma_c$ [-]	$\chi_K \cdot \lambda_1$ [-]
18	0,40	320	6,0	3,0	30,74	80,48	63,1	18,4	0,29	23,5
19	0,40	320	8,0	4,0	27,93	80,48	75,9	19,5	0,26	20,7
20	0,40	320	10,0	5,0	25,93	80,48	87,6	20,9	0,24	19,2
21	0,40	320	16,0	8,0	22,17	80,48	117,5	24,1	0,21	16,5
22	0,40	350	2,0	1,0	44,33	76,95	31,1	12,8	0,41	31,5
23	0,40	350	3,0	1,5	38,73	76,95	40,6	15,0	0,37	28,5
24	0,40	350	4,0	2,0	35,19	76,95	48,8	16,1	0,33	25,4
25	0,40	350	6,0	3,0	30,74	76,95	63,6	19,1	0,30	23,2
26	0,40	350	8,0	4,0	27,93	76,95	76,3	20,6	0,27	20,8
27	0,40	350	10,0	5,0	25,93	76,95	87,9	20,9	0,24	18,3
28	0,40	350	16,0	8,0	22,17	76,95	117,6	25,3	0,22	16,6
29	0,60	220	2,0	1,0	66,50	97,06	30,1	15,8	0,52	50,8
30	0,60	220	3,0	1,5	58,09	97,06	38,9	17,9	0,46	44,6
31	0,60	220	4,0	2,0	52,78	97,06	46,7	19,9	0,43	41,4
32	0,60	220	6,0	3,0	46,11	97,06	60,5	23,0	0,38	36,9
33	0,60	220	8,0	4,0	41,89	97,06	72,2	24,2	0,33	32,5
34	0,60	220	10,0	5,0	38,89	97,06	82,8	25,2	0,30	29,6

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	λ_1 [-]	σ_c (ebene Kante) [N/mm ²]	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante) [N/mm ²]	$\chi_K = \sigma_{c,UE}/\sigma_c$ [-]	$\chi_K \cdot \lambda_1$ [-]
35	0,60	220	16,0	8,0	33,25	97,06	111,0	29,8	0,27	26,1
36	0,60	280	2,0	1,0	66,50	86,04	30,7	16,8	0,55	47,0
37	0,60	280	3,0	1,5	58,09	86,04	39,7	18,9	0,48	41,0
38	0,60	280	4,0	2,0	52,78	86,04	47,8	21,0	0,44	37,7
39	0,60	280	6,0	3,0	46,11	86,04	61,9	24,3	0,39	33,7
40	0,60	280	8,0	4,0	41,89	86,04	74,4	26,0	0,35	30,1
41	0,60	280	10,0	5,0	38,89	86,04	85,4	28,1	0,33	28,3
42	0,60	280	16,0	8,0	33,25	86,04	114,5	32,3	0,28	24,3
43	0,60	320	2,0	1,0	66,50	80,48	31,0	18,4	0,59	47,9
44	0,60	320	3,0	1,5	58,09	80,48	40,1	20,3	0,51	40,7
45	0,60	320	4,0	2,0	52,78	80,48	48,3	21,6	0,45	36,0
46	0,60	320	6,0	3,0	46,11	80,48	62,6	24,7	0,39	31,7
47	0,60	320	8,0	4,0	41,89	80,48	75,3	27,3	0,36	29,2
48	0,60	320	10,0	5,0	38,89	80,48	87,1	29,2	0,34	27,0
49	0,60	320	16,0	8,0	33,25	80,48	117,9	34,0	0,29	23,2
50	0,60	350	2,0	1,0	66,50	76,95	31,2	19,0	0,61	46,8
51	0,60	350	3,0	1,5	58,09	76,95	40,4	21,3	0,53	40,6

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	λ_1 [-]	σ_c (ebene Kante) [N/mm ²]	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante) [N/mm ²]	$\chi_K = \sigma_{c,UE}/\sigma_c$ [-]	$\chi_K \cdot \lambda_1$ [-]
52	0,60	350	4,0	2,0	52,78	76,95	48,6	22,7	0,47	35,9
53	0,60	350	6,0	3,0	46,11	76,95	63,1	25,5	0,40	31,1
54	0,60	350	8,0	4,0	41,89	76,95	76,1	27,5	0,36	27,8
55	0,60	350	10,0	5,0	38,89	76,95	87,8	29,6	0,34	26,0
56	0,60	350	16,0	8,0	33,25	76,95	118,7	35,8	0,30	23,2
57	0,75	220	2,0	1,0	83,13	97,06	30,4	18,7	0,62	59,8
58	0,75	220	3,0	1,5	72,62	97,06	39,0	21,0	0,54	52,3
59	0,75	220	4,0	2,0	65,98	97,06	46,8	24,0	0,51	49,8
60	0,75	220	6,0	3,0	57,64	97,06	60,3	26,1	0,43	42,0
61	0,75	220	8,0	4,0	52,37	97,06	72,1	28,8	0,40	38,8
62	0,75	220	10,0	5,0	48,61	97,06	82,6	30,5	0,37	35,9
63	0,75	220	16,0	8,0	41,56	97,06	110,3	35,3	0,32	31,0
64	0,75	280	2,0	1,0	83,13	86,04	30,9	20,5	0,66	56,9
65	0,75	280	3,0	1,5	72,62	86,04	39,9	22,2	0,56	47,9
66	0,75	280	4,0	2,0	65,98	86,04	47,8	25,0	0,52	45,0
67	0,75	280	6,0	3,0	57,64	86,04	61,9	28,2	0,46	39,2
68	0,75	280	8,0	4,0	52,37	86,04	74,3	30,7	0,41	35,6

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	λ_1 [-]	σ_c (ebene Kante) [N/mm ²]	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante) [N/mm ²]	$\chi_K = \sigma_{c,UE}/\sigma_c$ [-]	$\chi_K \cdot \lambda_1$ [-]
69	0,75	280	10,0	5,0	48,61	86,04	85,3	34,0	0,40	34,3
70	0,75	280	16,0	8,0	41,56	86,04	114,0	37,2	0,33	28,1
71	0,75	320	2,0	1,0	83,13	80,48	31,3	21,2	0,68	54,6
72	0,75	320	3,0	1,5	72,62	80,48	40,3	23,0	0,57	45,9
73	0,75	320	4,0	2,0	65,98	80,48	48,4	26,4	0,55	44,0
74	0,75	320	6,0	3,0	57,64	80,48	62,6	29,5	0,47	37,9
75	0,75	320	8,0	4,0	52,37	80,48	75,1	32,7	0,44	35,1
76	0,75	320	10,0	5,0	48,61	80,48	86,5	35,1	0,41	32,6
77	0,75	320	16,0	8,0	41,56	80,48	117,0	41,8	0,36	28,7
78	0,75	350	2,0	1,0	83,13	76,95	31,5	22,4	0,71	54,7
79	0,75	350	3,0	1,5	72,62	76,95	40,6	26,0	0,64	49,2
80	0,75	350	4,0	2,0	65,98	76,95	48,7	29,1	0,60	46,0
81	0,75	350	6,0	3,0	57,64	76,95	63,1	33,9	0,54	41,3
82	0,75	350	8,0	4,0	52,37	76,95	75,8	37,0	0,49	37,5
83	0,75	350	10,0	5,0	48,61	76,95	87,4	37,8	0,43	33,3
84	0,75	350	16,0	8,0	41,56	76,95	118,2	46,7	0,39	30,4

F2.3 Vergleichsberechnungen zur Untersuchung des Abminderungsfaktors χ_K für Aluminium-deckschichten

Nr.	t_F [mm]	$f_{y,F}$ [N/mm ²]	E_C [N/mm ²]	G_C [N/mm ²]	a_c [mm]	λ_1 [-]	σ_c (ebene Kante) [N/mm ²]	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante) [N/mm ²]	$\chi_K = \frac{\sigma_{c,UE}}{\sigma_c}$ [-]	$\chi_K \cdot \lambda_1$ [-]
1	0,6	180	2,0	1,0	46,11	61,95	21,8	12,4	0,57	35,2
2	0,6	180	3,0	1,5	40,28	61,95	28,4	14,3	0,50	31,1
3	0,6	180	4,0	2,0	36,60	61,95	34,2	15,8	0,46	28,5
4	0,6	180	6,0	3,0	31,97	61,95	44,6	18,0	0,40	25,0
5	0,6	180	8,0	4,0	29,05	61,95	53,7	20,0	0,37	23,1
5	0,6	180	10,0	5,0	26,96	61,95	62,2	21,7	0,35	21,6
7	0,6	180	16,0	8,0	23,05	61,95	85,3	25,7	0,30	18,7
8	0,6	200	2,0	1,0	46,11	58,77	22,0	13,0	0,59	34,7
9	0,6	200	3,0	1,5	40,28	58,77	28,6	15,0	0,52	30,8
10	0,6	200	4,0	2,0	36,60	58,77	34,5	16,7	0,48	28,4
11	0,6	200	6,0	3,0	31,97	58,77	45,0	19,0	0,42	24,9
12	0,6	200	8,0	4,0	29,05	58,77	54,3	21,1	0,39	22,9
13	0,6	200	10,0	5,0	26,96	58,77	62,9	23,0	0,37	21,5
14	0,6	200	16,0	8,0	23,05	58,77	85,7	27,1	0,32	18,6
15	0,6	225	2,0	1,0	46,11	55,41	22,2	13,5	0,61	33,7
16	0,6	225	3,0	1,5	40,28	55,41	28,8	15,7	0,54	30,2
17	0,6	225	4,0	2,0	36,60	55,41	34,8	17,5	0,50	27,9

F.30 Anhang F: Numerische Untersuchungen zur Einleitung von Normalkräften in Sandwichelemente

Nr.	t_F	$f_{y,F}$	E_C	G_C	a_c	λ_1	σ_c (ebene Kante)	$\sigma_{c,UE}$ (unebene Kante)	$\chi_K = \sigma_{c,UE}/\sigma_c$	$\chi_K \cdot \lambda_1$
	[mm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[mm]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]
18	0,6	225	6,0	3,0	31,97	55,41	45,3	20,2	0,45	24,7
19	0,6	225	8,0	4,0	29,05	55,41	54,9	22,4	0,41	22,6
20	0,6	225	10,0	5,0	26,96	55,41	63,5	24,5	0,39	21,4
21	0,6	225	16,0	8,0	23,05	55,41	87,0	28,8	0,33	18,3
22	0,6	250	2,0	1,0	46,11	52,57	22,4	14,0	0,63	33,0
23	0,6	250	3,0	1,5	40,28	52,57	29,1	16,5	0,57	29,9
24	0,6	250	4,0	2,0	36,60	52,57	35,1	18,4	0,52	27,5
25	0,6	250	6,0	3,0	31,97	52,57	45,8	21,3	0,46	24,4
26	0,6	250	8,0	4,0	29,05	52,57	55,3	23,6	0,43	22,5
27	0,6	250	10,0	5,0	26,96	52,57	64,0	25,6	0,40	21,0
28	0,6	250	16,0	8,0	23,05	52,57	87,5	30,4	0,35	18,3

