

Zur Tragfähigkeit von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung

Von der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation zur Erlangung
des Grades

Doktor-Ingenieur

von

Sebastian Lübke

Prüfungskommission:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. T. Ricken	TU Dortmund
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann	TU Dortmund
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. J. Lange	TU Darmstadt

Tag der mündlichen Prüfung: 05.12.2013

Kurzfassung

Sandwichelemente werden im Bauwesen als raumabschließende Fassadenelemente im Wand- und Dachbereich eingesetzt. Die Kombination von äußeren wenigen Zehntel Millimeter dünnen metallischen Deckschichten mit einem inneren wärmedämmenden Kernwerkstoff ermöglicht es die Funktionen Tragen, Dämmen und Dichten in einem Bauteil zu vereinen. Durch den Schubsteifen Verbund der Deckbleche mit dem Sandwichkern sind die Elemente in der Lage hohe äußere, gleichmäßig verteilte Belastungen bei geringem Eigengewicht abzutragen. Jedoch stellen konzentrierte Lasten, wie diese an Stellen der punktuellen Verankerung oder der Linienlagerung auf der tragenden Unterkonstruktion auftreten, das Bauteil vor ein nicht unerhebliches Lasteinleitungs- bzw. Lastweiterleitungsproblem und können zu einem frühzeitigen lokalen Versagen führen.

Vor diesem Hintergrund ist es das Ziel dieser Arbeit eine mechanische Modellvorstellung zum Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung zu entwickeln, um damit eine Bemessung von Sandwichelementen an Auflagerstellen durchführen zu können. Zunächst werden umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen mit der Methode der Finiten Elemente vorgestellt. Aus den daraus gewonnenen Erkenntnissen wird eine mechanische Modellvorstellung für die Lasteinleitung an Sandwichelementen mit ebenen Deckblechen und einem PUR-Schaumkern entwickelt. Die Übertragung dieses mechanischen Modells in mathematische Formulierungen erlaubt es das lokale Tragverhalten rechnerisch zu erfassen. Ein Bemessungsverfahren zur Bestimmung der lokalen Durchknöpffähigkeit bei punktueller Lasteinleitung und zur lokalen Drucktragfähigkeit an den Linienlagerungen der Elemente wird im Rahmen dieser Arbeit entwickelt.

Die mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten ermöglicht es auch das interaktive Tragverhalten zwischen Lasteinleitung und einem Knitterversagen der Deckbleche weiter zu untersuchen. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Bemessungsansatz zur Knittertragfähigkeit entwickelt, der die lokale Betrachtung um die Interaktion mit dem globalen Bauteiltragverhalten vervollständigt. Dazu wird das Knitterproblem in ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung überführt, wobei die Effekte aus lokaler Lasteinleitung durch geometrische Ersatzimperfectionen berücksichtigt werden.

Die Ergebnisse dieser Arbeit ermöglichen eine theoretisch-rechnerische Bemessung von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung. Dadurch können derzeitige Bemessungsmodelle der *DIN EN 14509* verbessert werden und experimentelle Verfahren für bauaufsichtliche Zulassungen ersetzt werden.

Abstract

Sandwich panels are mainly used as facade elements for walls and roofs. Through combination of thin-walled, a fraction of a millimeter thick, outer metal face sheets and an isolating inner core the element can isolate, seal and carry loads as one single member. Sandwich panels can carry high uniformly distributed loads while their self-weight is still low at the same time, due to the composite of the face sheets to the core. Concentrated localized loads, as they are applied to the element at bearing situations, either pointed anchoring or linear support on the sub structure, are more problematic for the elements though and can lead to early local failure.

The aim of this thesis is to develop a mechanical model that describes the load bearing behaviour of sandwich panels subjected to localised loads. First experimental tests and numerical calculations using the method of finite elements have been performed. A mechanical model can be derived from the results of these investigations that allows to calculate the load bearing capacity by design formulae. A design procedure for pull-through failure for pointed loads and local compression bearing capacity for linear supports is developed based on this mechanical model.

The mechanical model for the local load bearing behaviour also allows to further investigate the interaction between localised loads and the wrinkling failure of face sheets. In the context of the research performed here a wrinkling design procedure was developed that allows to derive the wrinkling strength from a second order analysis, which takes into account the effects due to localized loads through equivalent geometric imperfections.

The results of the thesis at hand allow a theoretical calculation of the load bearing capacity of sandwich panels subjected to localised loads. Therefore current design formulae from *DIN EN 14509* can be optimized and procedures of design by testing in the context of technical approvals are not necessary any more.

Vorwort des Herausgebers

Sandwichelemente, bestehend aus äußeren Stahldeckblechen und einem inneren wärmedämmenden Kern, haben sich vor allem im Industriebau als Fassadenbauteile für Wand und Dach durchgesetzt. Die Kombination tragender, dichtender und wärmedämmender Eigenschaften in einem Bauteil bei gleichzeitig kostengünstiger Produktion und Montage auf der Baustelle sind die wesentlichen Vorteile der Bauweise.

Das Tragverhalten von Verbund-Sandwichelementen, insbesondere bei lokaler Beanspruchung an Auflager- und Befestigungsstellen, ist mit einfachen, analytischen Ansätzen nicht ohne Weiteres beschreibbar. Die technischen Regelwerke zur Bemessung von Sandwichelementen in der DIN EN 14509 oder den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen basieren daher häufig auf mechanisch nicht begründetem empirischen. Sehr häufig wird sogar eine versuchsgestützte Bemessung im Rahmen bauaufsichtlicher Zulassungen ohne mechanische Modellvorstellung durchgeführt. Dies betrifft sowohl die lokale Tragfähigkeit als auch die Interaktion des lokalen Tragverhaltens mit einem Knitterversagen der Deckbleche.

Die realitätsnahe analytisch basierte Berechnung der Tragfähigkeit von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung ist daher erforderlich, insbesondere für die Bewertung und Optimierung neuer Produkte.

Das Ziel der vorliegenden Dissertation ist es daher, aufbauend auf Erkenntnissen zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller und linienförmiger Lasteinleitung ein rechnerisches Bemessungsverfahren zu entwickeln. Auf der Grundlage umfangreicher Versuche und parametrisierter numerischer Analysen wurde eine mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen entwickelt, die zu einem rechnerischen Nachweisverfahren führte. Neben dem lokalen Tragverhalten wurde benfalls die Interaktion zum Knitterversagen betrachtet, so dass nun mehr mit den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit ein vollumfänglicher Nachweis an Auflagerungs- und Befestigungsstellen möglich ist. Dies führt zu einer Optimierung derzeitiger Bemessungsverfahren und kann aufwendige Versuche ersetzen.

Wesentliche Teile der Arbeit sind im Rahmen der beiden folgenden Forschungsvorhaben entstanden:

- „Innovative Verankerung von Sandwichelementen – Neue Einsatzmöglichkeiten für den Stahlleichtbau durch die Entwicklung und Optimierung der Befestigungsmethoden“ gefördert durch die Arbeitsgemeinschaft industrieller Güterforschung AiF (IGF Nr. 16066)

und in Zusammenarbeit mit der Forschungsvereinigung
Stahlanwendung FOSTA e.V. (FOSTA P794).

- „Optimierung der Auflagerung von Sandwichelementen“ in
Zusammenarbeit mit und gefördert durch die Forschungsvereinigung
Stahlanwendung FOSTA e.V. (FOSTA P929).

Den fördernden Einrichtungen gilt ein herzlicher Dank für die finanzielle
Unterstützung.

Weiterhin gilt der Dank Herrn Kollegen Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange von der
Technischen Universität Darmstadt, der die Arbeit als Zweitgutachterer durch
wertvolle Anregungen und Kommentare begleitet hat. Herr Prof. Dr.-Ing.
Tim Ricken hat das Verfahren als Vorsitzender der Prüfungskommission mit
großem Interesse geleitet. Hierfür danke ich ihm.

Dortmund, im Januar 2014

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Vorwort des Verfassers

*„Keine Schuld ist dringender, als die, Dank zu sagen.“
Marcus Tullius Cicero*

Die vorliegende Dissertation stellt nicht nur die ausführliche Zusammenfassung langjähriger Forschungsarbeit dar. Für mich persönlich bedeutet die Fertigstellung dieser Arbeit auch den Abschluss eines besonderen Lebensabschnittes, auf den ich immer mit großer Freude und Dankbarkeit zurückblicken werde.

Die folgende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl Stahlbau der Technischen Universität Dortmund. Mein erster und größter Dank gilt daher dem Betreuer dieser Arbeit, Herrn Professor Dr.-Ing. Dieter Ungermann. Die langjährige Förderung und die stets sprichwörtlich offene Tür können sicherlich nicht als selbstverständlich angenommen werden und ermöglichten mir überhaupt erst die Abfassung der vorliegenden Arbeit. Herrn Professor Dr.-Ing. Jörg Lange danke ich für die Übernahme des Korreferates und die wertvollen Anregungen zu meiner Arbeit. Ebenso danke ich Herrn Professor Dr.-Ing. Tim Ricken für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Zu großem Dank bin ich auch meinen Kolleginnen und Kollegen am Lehrstuhl Stahlbau verpflichtet, die mir oft bei Fragen und in Diskussionen zur Seite standen. Die stets hilfsbereite und freundschaftliche Atmosphäre war mit entscheidend für die Freude und den Antrieb zu dieser Arbeit, auch und vor allem in den schwierigen Phasen. Darüber hinaus danke ich den studentischen Hilfskräften sowie den Diplomanden, Bachelor- und Masterabsolventen, die sich in Ihren Abschlussarbeiten mit mir für das Thema begeistern konnten.

Abseits der Universität bin ich meiner Familie und insbesondere meiner Frau Sabrina für das große Verständnis und manchen guten Ratschlag dankbar. Zu guter Letzt danke ich meinen Eltern, die mich zeitlebens in allem unterstützt haben und den Weg bis hin zu dieser Arbeit überhaupt erst ermöglichten.

Dortmund, im Januar 2014

Sebastian Lübke

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG.....	1
1.1	ALLGEMEINES	1
1.2	ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG	2
1.3	ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE	3
1.4	AUFBAU DIESER ARBEIT.....	5
1.5	DEFINITIONEN, FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN	6
2	STAND VON FORSCHUNG UND TECHNIK	8
2.1	ALLGEMEINES	8
2.1.1	<i>Sandwichtechnik.....</i>	<i>8</i>
2.1.2	<i>Werkstoffe.....</i>	<i>12</i>
2.1.3	<i>Mechanische Grundlagen der Sandwichtechnik</i>	<i>14</i>
2.1.4	<i>Beanspruchungen.....</i>	<i>17</i>
2.1.5	<i>Fazit.....</i>	<i>19</i>
2.2	VERANKERUNG VON SANDWICHELEMENTEN.....	19
2.2.1	<i>Grundlagen.....</i>	<i>19</i>
2.2.2	<i>Normative Vorgaben zur Bemessung der Durchknöpfragfähigkeit</i> <i>26</i>	
2.2.3	<i>Stand der Forschung zur Durchknöpfragfähigkeit.....</i>	<i>30</i>
2.2.4	<i>Fazit.....</i>	<i>32</i>
2.3	DRUCKAUFLAGERUNG VON SANDWICHELEMENTEN	33
2.3.1	<i>Grundlagen.....</i>	<i>33</i>
2.3.2	<i>Normative Vorgaben zur Bemessung eines Druckauflagers.....</i>	<i>34</i>
2.3.3	<i>Stand der Forschung.....</i>	<i>35</i>
2.3.4	<i>Fazit.....</i>	<i>36</i>
2.4	KNITTERVERSAGEN	37
2.4.1	<i>Grundlagen.....</i>	<i>37</i>
2.4.2	<i>Theoretische Herleitung der Knittertragfähigkeit.....</i>	<i>38</i>
2.4.3	<i>Normative Vorgaben zur Knittertragfähigkeit an Auflagerstellen..</i>	<i>45</i>
2.4.4	<i>Stand der Forschung zur Knittertragfähigkeit an Auflagerstellen ..</i>	<i>46</i>
2.4.5	<i>Fazit.....</i>	<i>47</i>
3	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN	49
3.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG.....	49
3.2	ERMITTLUNG DER MATERIALEIGENSCHAFTEN	51
3.2.1	<i>Druckfestigkeit des Polyurethanhartschaums</i>	<i>52</i>
3.2.2	<i>Zugfestigkeit des Polyurethanhartschaums.....</i>	<i>53</i>
3.2.3	<i>Schubfestigkeit des Polyurethanhartschaums.....</i>	<i>53</i>
3.2.4	<i>Zugfestigkeit des Stahldeckbleches</i>	<i>56</i>
3.3	PUNKTUELLE LASTEINLEITUNG.....	57

3.3.1	<i>Zielsetzung</i>	57
3.3.2	<i>Versuchsprogramm und Versuchskörper</i>	57
3.3.3	<i>Versuchsaufbau und Messtechnik</i>	62
3.3.4	<i>Beobachtungen und Versuchsergebnisse</i>	68
3.3.5	<i>Fazit</i>	86
3.4	LINIENFÖRMIGE LASTEINLEITUNG	87
3.4.1	<i>Zielsetzung</i>	87
3.4.2	<i>Versuchsprogramm und Versuchskörper</i>	88
3.4.3	<i>Versuchsaufbau und Messtechnik</i>	89
3.4.4	<i>Beobachtungen und Versuchsergebnisse</i>	91
3.4.5	<i>Fazit</i>	98
3.5	INTERAKTION VON LASTEINLEITUNG UND KNITTERVERSAGEN	99
3.5.1	<i>Zielsetzung</i>	99
3.5.2	<i>Versuchsprogramm und Versuchskörper</i>	99
3.5.3	<i>Versuchsaufbau und Messtechnik</i>	101
3.5.4	<i>Beobachtungen und Versuchsergebnisse</i>	104
3.5.5	<i>Fazit</i>	110
4	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN	112
4.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	112
4.2	MODELLIERUNG	113
4.2.1	<i>Elementtypen</i>	113
4.2.2	<i>Vernetzung</i>	114
4.2.3	<i>Materialgesetze</i>	116
4.2.4	<i>Lasteinleitung und Lagerung</i>	117
4.3	PUNKTUELLE LASTEINLEITUNG	119
4.3.1	<i>Kalibration und Vergleichsrechnung</i>	119
4.3.2	<i>Parameterstudie</i>	130
4.3.3	<i>Fazit</i>	137
4.4	LINIENFÖRMIGE LASTEINLEITUNG	138
4.4.1	<i>Kalibration und Vergleichsrechnung</i>	138
4.4.2	<i>Parameterstudie</i>	146
4.4.3	<i>Fazit</i>	151
4.5	INTERAKTION LASTEINLEITUNG UND KNITTERVERSAGEN	152
4.5.1	<i>Verzweigungslastanalyse</i>	152
4.5.2	<i>Traglastanalyse</i>	159
4.5.3	<i>Parameterstudie</i>	168
4.5.4	<i>Fazit</i>	174
5	DURCHKNÖPFTRAGFÄHIGKEIT BEI PUNKTUELLER LASTEINLEITUNG	
	175	
5.1	GRUNDLEGENDES TRAGVERHALTEN	175
5.2	MECHANISCHE MODELLVORSTELLUNG	176

5.2.1	<i>Grundlegende Modellvorstellung bei ungestörter Lasteinleitung</i>	177
5.2.2	<i>Durch Randeinfluss gestörte Lasteinleitung</i>	189
5.3	VERGLEICHSRECHNUNGEN	191
5.4	FAZIT	202
6	TRAGFÄHIGKEIT BEI LINIENFÖRMIGER LASTEINLEITUNG	203
6.1	GRUNDLEGENDES TRAGVERHALTEN	203
6.2	MECHANISCHE MODELLVORSTELLUNG	204
6.3	VERGLEICHSRECHNUNGEN	207
6.4	FAZIT	215
7	INTERAKTION LOKALER LASTEINLEITUNG MIT KNITTERTRAGFÄHIGKEIT	216
7.1	ALLGEMEINES	216
7.2	KNITTERVERSAGEN ALS SPANNUNGSPROBLEM NACH THEORIE II. ORDNUNG	218
7.2.1	<i>Herleitung der ideellen Verzweigungslast des Ersatzstabes</i>	218
7.2.2	<i>Herleitung der Traglast eines Ersatzstabes</i>	223
7.3	ENTWICKLUNG ÄQUIVALENTER ERSATZIMPERFEKTIONEN FÜR DIE PUNKTUELLE LASTEINLEITUNG	225
7.4	ENTWICKLUNG ÄQUIVALENTER ERSATZIMPERFEKTIONEN FÜR DIE LINIENFÖRMIGE LASTEINLEITUNG	229
7.5	VERGLEICHSRECHNUNGEN	232
7.5.1	<i>Überprüfung auf Plausibilität in den Grenzbereichen</i>	232
7.5.2	<i>Vergleichsrechnung von Versuchen mit punktueller Lasteinleitung</i>	235
7.5.3	<i>Vergleichsrechnung von Versuchen mit linienförmiger Lasteinleitung</i>	239
7.6	ENTWICKLUNG EINER KNICKSPANNUNGSLINIE FÜR DAS KNITTERVERSAGEN	243
7.6.1	<i>Knickspannungslinie für reine Druckbeanspruchung</i>	243
7.6.2	<i>Knickspannungslinie unter Berücksichtigung der Lasteinleitung</i>	249
7.7	FAZIT	253
8	ENTWICKLUNG EINES BEMESSUNGSVERFAHRENS	254
8.1	ALLGEMEINES	254
8.2	PUNKTUELLE LASTEINLEITUNG	255
8.2.1	<i>Grenzzustand der Tragfähigkeit</i>	255
8.2.2	<i>Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit</i>	257
8.3	LINIENFÖRMIGE LASTEINLEITUNG	260
8.4	INTERAKTION LASTEINLEITUNG UND KNITTERN	263
8.5	BEISPIELBEMESSUNGEN	265
8.6	FAZIT	272

9	FOLGEN FÜR DIE DERZEITIGE BAUWEISE	273
9.1	BEMESSUNG DER DIREKTEN VERANKERUNG	273
9.2	BEMESSUNG DES DRUCKAUFLAGERS	276
9.3	BEMESSUNG DER KNITTERTRAGFÄHIGKEIT	278
9.4	FAZIT	280
10	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....	281
10.1	ZUSAMMENFASSUNG	281
10.2	AUSBLICK	282
11	LITERATUR	284
11.1	NORMEN, REGELWERKE UND VORSCHRIFTEN	284
11.2	FACHLITERATUR	285
11.3	SOFTWARE.....	291
	ANHANG A: ZUSAMMENSTELLUNG DER UNTERSUCHTEN VERSUCHSKÖRPER	292
	ANHANG B: FE-PARAMETERSTUDIEN UND VERGLEICHSRECHNUNGEN	293
	ANHANG C: SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DES BEMESSUNGSVERFAHRENS	306

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Sandwichelemente verfügen als plattenartige Verbundbauteile eines inneren wärmedämmenden Kerns mit außen liegenden metallischen Deckschichten über ein äußerst günstiges Verhältnis von Eigengewicht zu aufnehmbarer Belastung. Daher und wegen der hervorragenden Wärmedämmeigenschaften der verwendeten Kernwerkstoffe in Kombination mit sehr geringen Produktions- und Montagekosten, hat sich die Sandwichtechnik zur dominierenden Bauweise im Fassadenbau, vor allem im Industriebau, entwickelt. Gerade weil die Sandwichbauweise so erfolgreich ist, ist es erforderlich durch Forschung und Entwicklung weitere Optimierungen voranzutreiben. Diese beziehen sich auf die Weiterentwicklung der verwendeten Werkstoffe, die Qualität der Fassadengestaltung, die Nachhaltigkeit der Bauweise durch Wiederverwertbarkeit und diverse technische Fragestellungen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung, also lokaler Lasteinleitung und Lastweiterleitung erforscht. Das Ziel ist eine mechanische Modellvorstellung und ein darauf basierendes konsistentes Bemessungsverfahren für die Tragfähigkeit von Sandwichelementen an Auflagerungs- und Verankerungsstellen. Gedanklich beanspruchen die Auflagerkräfte das Sandwichelement wie eine lokal eingeleitete äußere Last. Daher liegt an Auflagerungs- und Verankerungsstellen ein Lasteinleitungs- bzw. Lastweiterleitungsproblem vor. Um also das Tragverhalten von Sandwichelementen an Auflagerungs- und Verankerungsstellen untersuchen zu können, muss das Problem der Lasteinleitung in ein Sandwichelement gelöst werden.

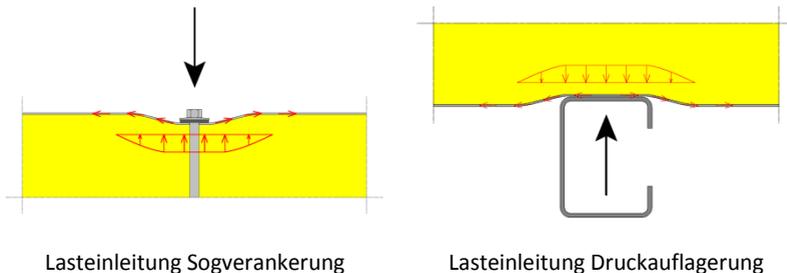


Bild 1.1: Auflagerungen und Verankerungen als Lasteinleitungsstellen [54]

1.2 Anlass und Problemstellung

Während das globale Bauteiltragverhalten von Sandwichelementen durch mechanisch basierte und analytisch hergeleitete Bemessungsverfahren erfolgen kann, wird die lokale Lasteinleitung in der klassischen Sandwichtheorie nicht berücksichtigt. An Stellen der konkreten Auflagerung von Sandwichelementen, sei es bei der punktuellen Sogverankerung durch direkte Schraubenverbindungen oder der linienförmigen Druckauflagerung auf einer tragenden Unterkonstruktion, kann daher derzeit noch keine allgemeingültige, rechnerische und mechanisch basierte Bemessung erfolgen. Aus diesem Grunde stellt die lokale Tragfähigkeit sowie die Interaktion von lokaler Lasteinleitung mit anderen Trageffekten eine besondere Schwierigkeit für die planenden Ingenieure dar. Um dieses Problem zu lösen, werden lokale Tragfähigkeiten durch zusätzliche Versuche im Rahmen von bauaufsichtlichen Zulassungen ermittelt oder durch vereinfachte Bemessungsformeln abgeschätzt. Dabei ist besonders auffällig, dass die Tragfähigkeit von punktuellen Verankerungen ausschließlich dem Deckblech und die Tragfähigkeit der linienförmigen Druckauflagerung ausschließlich dem Schaumkern zugewiesen wird. Diese getrennte Betrachtungsweise ist jedoch nicht realistisch, da das Sandwichelement als Verbundbauteil ein gemeinsames Tragverhalten von Deckblech und Sandwichkern aufweist, vergleiche [54]. Die Interaktion der lokalen Lasteinleitung, wie diese an Auflagerungsstellen zu berücksichtigen ist, mit der Knittertragfähigkeit eines Sandwichelementes, erfolgt nur durch pauschale Abminderungen bei gleichzeitiger Forderung von Mindestauflagerbreiten.

Da eine grundlegende mechanische Modellvorstellung zum Tragverhalten von Sandwichelementen unter Punkt- und Linienbelastung (mit Ausnahme bisheriger Publikationen von *Ungermann/Lübke* [51], [52], [53], [54]) derzeit noch nicht vorhanden ist, setzt die vorliegende Arbeit an diesen Mangel zu beheben. Die wissenschaftlich-technische Aufarbeitung des Tragverhaltens von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung bildet dabei die Grundlage zur Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten. Die Ergebnisse die daraus gewonnen werden, eröffnen wiederum weitere Möglichkeiten der zur Beantwortung von Fragestellungen über das lokale Tragverhalten hinaus. So kann das Knitterversagen von Deckblechen unter zusätzlicher Lasteinleitung rechnerisch als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung gelöst werden. Denn auch die rechnerische Ermittlung der Interaktion von lokaler Lasteinleitung mit einem Bauteilverhalten, in diesem Falle insbesondere dem lokalen kurzzeitigen Ausbeulen der Deckbleche, ist bisher in der Form nicht möglich.

Durch ein auf dieser mechanischen Modellvorstellung aufbauenden konsistenten Bemessungsverfahren zur Lasteinleitung an Sandwichelementen, kann eine rechnerische Bemessung der Tragfähigkeit von Sandwichelementen an Auflagerungs- und Verankerungsstellen erfolgen. Die Berücksichtigung des interaktiven Tragverhaltens in Bezug auf ein Knitterversagen komplettiert das Ergebnis dieser Arbeit. Damit kann eine wesentliche Verbesserung gegenüber der derzeitigen versuchsgestützten beziehungsweise teilweise grob vereinfachten Vorgehensweise erreicht werden.

1.3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll das Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung grundlegend untersucht werden, um eine Modellvorstellung zu entwickeln und um eine sichere und gleichzeitig wirtschaftliche Bemessung zu ermöglichen. Dabei soll sowohl das lokale Tragverhalten als auch die Interaktion mit dem globalen Bauteiltragverhalten, in diesem Fall dem Knittern, untersucht werden.

- Zunächst soll das lokale Tragverhalten von Sandwichelementen bei punktueller und linienförmiger Lasteinleitung, wie diese an Verankerungs- und Auflagerungsstellen auftritt, untersucht werden. Das Ziel ist es das Tragverhalten zu erkennen und die wesentlichen Einflussgrößen auf die Tragfähigkeit und Verformung aufzudecken.
- Darauf aufbauend kann im nächsten Schritt eine mechanische Modellvorstellung des lokalen Tragverhaltens von Sandwichelementen mit ebenen Deckblechen und einem PUR-Schaumkern unter punktueller und linienförmiger Lasteinleitung entwickelt werden. Eine Modellvorstellung soll dabei die derzeitige Vorgehensweise getrennt nach den unterschiedlichen Auflagersituationen – punktuelle Verankerung oder linienförmige Druckauflagerung – ersetzen.
- Die Modellvorstellung wird genutzt, um ein Berechnungsverfahren für die lokale Tragfähigkeit zu entwickeln, welches eine sichere und wirtschaftliche Bemessung von Sandwichelementen an Verankerungs- und Auflagerungsstellen ermöglicht. Damit können zulassungsrelevante Ermittlungen der Durchknöpffragfähigkeit anhand von Versuchen und eine vereinfachte Bemessungsregel zur lokalen Drucktragfähigkeit durch ein mechanisch basiertes Bemessungskonzept ersetzt werden. Dieses Bemessungskonzept ermöglicht sowohl die Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit als auch im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit, da die zugrunde liegende mechanische Modellvorstellung das lokale Kraft-Verformungsverhalten der Elemente abbilden kann.

Da die Bemessung von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung nur dann sicher durchgeführt werden kann, wenn neben dem rein lokalen Tragverhalten auch die Interaktion der lokalen Lasteinleitung mit dem Bauteiltragverhalten betrachtet wird, folgen dazu ebenfalls Untersuchungen. Maßgebend ist dabei das lokale Knitterversagen der Deckbleche unter zusätzlicher Lasteinleitung. Die Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten, die nicht nur die Tragfähigkeit sondern auch das Verformungsverhalten erfasst, ermöglicht die Berechnung von Deckblechverformungen infolge Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit. Bisher konnte eine Beeinflussung der Knittertragfähigkeit nur experimentell anhand von Ersatzträgerversuchen nach *DIN EN 14509* berücksichtigt werden.

- Die Knittertragfähigkeit wird unter besonderer Berücksichtigung der Lasteinleitung theoretisch, experimentell und numerisch untersucht. Der Einfluss der Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit wird bestimmt, wobei verschiedene Einflussfaktoren in ihrer Wirkungsweise qualifiziert und in ihrem Wirkungsgrad quantifiziert werden.
- Unter Berücksichtigung der mechanischen Modellvorstellung zur lokalen Lasteinleitung kann ein theoretisches Bemessungsverfahren zur Knittertragfähigkeit entwickelt werden, das die lokale Lasteinleitung direkt berücksichtigt. Das Ziel ist dabei das bisherige Vorgehen zur Bemessung von Sandwichelementen zu übernehmen und um die lokale Lasteinleitung zu ergänzen. Dazu wird das Knitterversagen in einen Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung überführt, der auf dem bisher üblichen Sicherheitsniveau basiert und identische Ergebnisse für den Fall ohne Lasteinleitung liefert. Die Effekte aus der Lasteinleitung können auf diese Weise in Form von Ersatzimperfectionen auf simple Weise in den Knitternachweis nach Theorie II. Ordnung integriert werden. Ein Nachweis der Knittertragfähigkeit unter Berücksichtigung der Lasteinleitung ist damit möglich.

Auf die beschriebene Weise wird das Ziel dieser Arbeit, eine rechnerische Bemessung von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung erreicht. Das dazu entwickelte Bemessungsverfahren beruht auf einer experimentell und numerisch verifizierten mechanischen Modellvorstellung. Dadurch kann die Tragfähigkeit von Sandwichelementen an Verankerungs- und Auflagerungsstellen mit einem konsistenten und geschlossenen Bemessungsverfahren bestimmt werden.

1.4 Aufbau dieser Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in die vier wesentlichen Bereiche *Einführung*, *grundlegende Untersuchungen*, *Entwicklung einer Modellvorstellung* und *Aufarbeitung für die Baupraxis*. In den ersten beiden Kapiteln werden die zum Verständnis dieser Arbeit notwendigen Grundlagen eingeführt. In den Kapiteln 3 und 4 wird das unbekannte Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung experimentell und numerisch untersucht. Auf den dort gewonnenen Erkenntnissen aufbauend werden in den Kapiteln 5, 6 und 7 Modellvorstellungen zum Tragverhalten und ein entsprechendes Bemessungsverfahren entwickelt. Abschließend werden in den Kapiteln 8 und 9 die Ergebnisse dieser Arbeit in einem für die Baupraxis anwendbaren Berechnungsverfahren aufgearbeitet. In diesem Zuge wird ein Bemessungsbeispiel angeboten und ein Vergleich zum derzeitigen Stand der Technik gezogen. Die Arbeit endet mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick auf zukünftige Entwicklungen in Kapitel 10. In jedem Schritt, den diese Arbeit nimmt, wird zunächst die punktuelle Lasteinleitung, anschließend die linienförmige Lasteinleitung und abschließend die Interaktion der Lasteinleitung mit einem Knitterversagen untersucht.

Die Gliederung der Arbeit sieht im Überblick wie folgt aus:

Einführung	<p>Kapitel 1: Einführung</p> <p>Kapitel 2: Stand der Technik (Verankerung, Druckauflagerung, Knittern)</p>
Grundlegende Untersuchungen	<p>Kapitel 3: Experimentelle Untersuchungen (punktuelle Lasteinleitung, linienförmige Lasteinleitung, Interaktion Lasteinleitung Knittern)</p> <p>Kapitel 4: Numerische Untersuchungen (punktuelle Lasteinleitung, linienförmige Lasteinleitung, Interaktion Lasteinleitung Knittern)</p>
Entwicklung einer Modellvorstellung	<p>Kapitel 5: Modellvorstellung und Bemessungsverfahren punktuelle Lasteinleitung</p> <p>Kapitel 6: Modellvorstellung und Bemessungsverfahren linienförmige Lasteinleitung</p> <p>Kapitel 7: Modellvorstellung und Bemessung Interaktion Lasteinleitung und Knittern</p>
Aufarbeitung	<p>Kapitel 8: Bereitstellung eines Handrechenverfahrens und Bemessungsbeispiels</p> <p>Kapitel 9: Vergleich Stand der Technik</p> <p>Kapitel 10: Zusammenfassung und Ausblick</p>

1.5 Definitionen, Formelzeichen und Abkürzungen

Im Folgenden werden die wesentlichen Parameterbezeichnungen dieser Arbeit aufgeführt. Hier nicht aufgeführte Bezeichnungen sind identisch zur Notation des *Eurocode 3* und der *DIN EN 14509*.

Materialparameter

E_C	E-Modul Kernmaterial
E_S	E-Modul der Stahldeckbleche (210.000N/mm^2)
G_C	Schubmodul Kernmaterial
G_S	Schubmodul Stahldeckbleche (81.000n/mm^2)
f_C	Druckfestigkeit Kernmaterial
f_u	Bruchfestigkeit der Stahldeckbleche
f_y	Fließgrenze der Stahldeckbleche

Geometrieparameter

b	Breite des Sandwichelementes, des Probekörpers
B_S	Breite des linienförmigen Druckauflagers beziehungsweise

Druckstempels

d	Dicke der Kernschicht
d_w	Durchmesser der Unterlegscheibe
e	innerer Hebelarm zwischen den Deckblechen ($d + t_o/2 + t_u/2$)
e_r	Randabstand der Lasteinleitung
L	Stützweite des Sandwichelementes, des Probekörpers
L_S	Abstand der Schrauben untereinander
n_S	Anzahl an Schrauben
t	Deckblechdicke
w_0	lokale Verformung infolge Lasteinleitung

Mechanische Größen

c_w	Bettungsmodul des Sandwichkerns in Bezug auf die Knittertragfähigkeit
$e_{0,w}$	geometrische Ersatzimperfektion Knittern
$e_{0,L}$	geometrische Ersatzimperfektion bzgl. Lasteinleitung

F	Äußere und senkrecht zur Deckblechebene eingeleitete Last
F_p	Durchknöpfttragfähigkeit
F_{R1}	Tragfähigkeit eines Druckendauflegers
F_{R2}	Tragfähigkeit eines Druckzwischenauflegers
K	Federsteifigkeit des Sandwichkerns für Deckblech
$N_{w,Ed}$	Knitterdruckkraft
ϵ_r	Radiale Verzerrung
ϵ_φ	Tangentiale Umfangsverzerrung
σ_r	Radiale Spannung
σ_φ	Tangentiale Umfangsspannung
σ_w	Knitterspannung
$\sigma_{w,cr}$	Knitterverzweigungsspannung

Sonstige Indizes

C	Sandwichkern (engl. core)
P	Durchknöpfen (engl. pull-through)
S	Auflagerbreite, Stempelbreite
S	Stahl
SLS	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
$Test$	Versuchsergebnisse oder aus Versuchen abgeleitete Werte
ULS	Grenzzustand der Tragfähigkeit
w	Knitterversagen (engl. wrinkling)
w	Unterlegscheibe (engl. washer)

2 Stand von Forschung und Technik

In diesem Kapitel soll einleitend ein umfassender Überblick über den Stand der Technik im Bereich der Sandwichbauweise gegeben werden. Dabei beschränken sich die Angaben jedoch auf jene Aspekte, die zum Verständnis der in dieser Arbeit behandelten Fragestellungen und zugehörigen Lösungsansätze notwendig sind. Die vorhandene Literatur zum Stand der Technik in der Sandwichbauweise ist sicherlich zu umfangreich, um im Rahmen dieser Arbeit in Gänze vorgestellt zu werden. Für tiefergehende Informationen wird auf die zahlreich vorhandene Literatur zu den unterschiedlichen Themengebieten verwiesen. Exemplarisch seien hier vorab die folgenden Standardwerke, in denen die technisch-mechanischen Grundlagen der Sandwichbauweise zusammengefasst sind, genannt: [9], [20], [28], [31], [36], [40] und [47].

Zunächst wird eine allgemeine Einleitung in die Sandwichtechnik gegeben, in der die Bauweise, die verwendeten Werkstoffe, die mechanischen Grundlagen sowie die im Rahmen eines Standsicherheitsnachweises zu berücksichtigenden Beanspruchungen beschrieben werden. Anschließend werden die punktuellen Verankerungen und die linienförmige Druckauflagerung eingeführt. Dabei wird auf die Grundlagen, die normativen Regelungen und den aktuellen Stand der Forschung eingegangen. Abschließend wird das Knitterversagen vorgestellt, wobei ausgehend von theoretischen und mechanischen Grundlagen die normative Behandlung und der derzeitige Stand der Technik beschrieben werden.

2.1 Allgemeines

2.1.1 Sandwichtechnik

2.1.1.1 Ursprung und Grundlagen

Der Begriff *Sandwich* beschreibt zunächst einmal lediglich ein mehrschichtiges Bauteil. In der Luft- und Raumfahrttechnik erkannte man bereits in den 1940er Jahren, dass sich durch die Verbundwirkung eines mehrschichtig aufgebauten Elementes unterschiedlicher Material- oder Geometrieigenschaften tragfähige Bauteile mit geringem Eigengewicht realisieren lassen. Auf der Suche nach immer leichteren, gleichzeitig aber formstabilen und tragfähigen Bauteilen zeigte sich, dass Sandwichelemente wegen ihres äußerst günstigen Verbundtragverhaltens, das häufig auch als Sandwicheffekt bezeichnet wird, siehe Bild 2.1, eine gute Möglichkeit darstellen diese Anforderungen zu erfüllen. In der Regel verfügen Sandwichelemente über zwei äußere Deckschichten und eine innere Kernschicht. Die Kernschicht hat dabei die Aufgabe die äußeren Schichten schubsteif zu

verbinden. Grundlegend ist es denkbar, dass die Kernschicht aus dem gleichen Material hergestellt wird wie die Deckschichten. Alternativ kann der Sandwichkern aber auch aus einem gänzlich anderen Material als die Deckschichten sein, wodurch zusätzliche Funktionen, neben der Tragfunktion, vom Gesamtelement erfüllt werden können. Wird ein gemeinsamer Werkstoff für alle Schichten des Sandwichelementes verwendet, so wird der Kern häufig in seiner Geometrie variiert. Dies betrifft zum Beispiel metallische Deckschalen, die über einen wabenförmigen metallischen Kern schubsteif verbunden sind. Lasergeschweißte Stahlhohlplatten mit eingeschobenen Stegblechen, wie sie beispielsweise im Schiffsbau eingesetzt werden, stellen ebenfalls eine Form von Sandwichelementen dar. Im Bauwesen werden jedoch häufig verschiedene Materialien in einem Sandwichelement kombiniert. Durch die Wahl eines entsprechenden Kernwerkstoffes können zusätzliche Funktionen durch das Sandwichelement erfüllt werden. An dieser Stelle sei nur beispielsweise an wärmedämmende oder schallabsorbierende Werkstoffe gedacht, wie sie im Bereich von Fassadenelementen oder als Lärmschutzwände eingesetzt werden.



Bild 2.1: Verbundtragwirkung, sogenannter Sandwicheffekt [31]

2.1.1.2 Sandwichtechnik im Bauwesen

Im Bauwesen setzte sich die Sandwichbauweise im Bereich von Fassaden und Dacheindeckungen durch. Anfangs wurden vor allem beim Bau von Kühlhäusern mit besonderem Anspruch an die Wärmedämmung Sandwichelemente mit äußeren metallischen Deckschichten und einem inneren wärmedämmenden Kernwerkstoff aus Polyurethanhartschaum oder Mineralwolle eingesetzt, siehe Bild 2.2. Da aufgrund des Verbundtragverhaltens bereits sehr geringe Deckblechdicken von wenigen zehntel Millimetern ausreichend sind, verfügen diese Elemente über ein äußerst günstiges Verhältnis von Belastbarkeit zu Eigengewicht. Heutzutage hat sich diese Bauweise wegen ihrer Kombination aus tragkonstruktiven und bauphysikalischen Eigenschaften als führende Leichtbauweise im Industriebau durchgesetzt. Als Sandwichbauweise bezeichnet man inzwischen eine „Bauweise unter Verwendung von Sandwichplatten, die der Gewichtsersparnis, der Erhöhung der Formstabilität sowie der Wärme- und Schalldämmung dient“ [38].

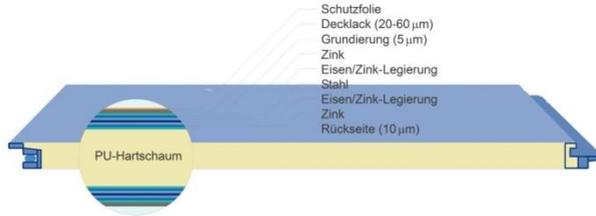


Bild 2.2: Im Bauwesen typisches Sandwich-Wandelement [28]

Die Vorteile der Bauweise liegen in der Kombination von raumabschließenden, wärmedämmenden und tragkonstruktiven Funktionen in einem Bauteil und damit auch in einem Montagevorgang. Dies ermöglicht eine zügige und kostengünstige Herstellung von Fassaden beziehungsweise Dachflächen. Da die Sandwichelemente selbst in einem industriellen Fertigungsprozess äußerst kostengünstig produziert werden können, hat sich die Bauweise als äußerst wirtschaftlich herausgestellt.

Durch die Wahl von Polyurethanhartschaum, Polystyrol oder Mineralwolle als Kernwerkstoff wird eine mit konventionellen Mitteln ansonsten unerreichte Wärmedämmqualität erzielt, siehe Bild 2.3. Insbesondere Polyurethanhartschaum stellt einen hervorragenden Wärmedämmstoff dar, der bereits bei wenigen Zentimetern Materialstärke Wärmedämmeigenschaften aufweist, die im Massivbau beispielsweise nur mit äußerst großen Wandstärken zu erreichen wären.

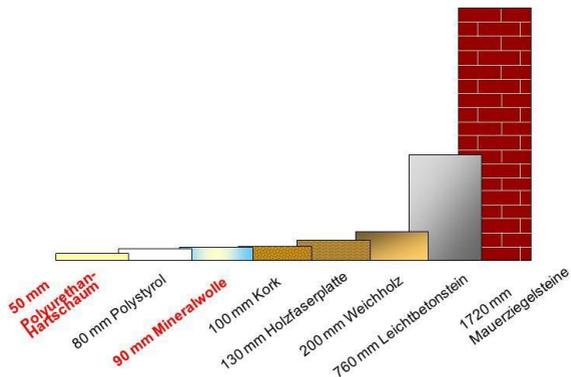


Bild 2.3: Vergleich der Wärmedämmkapazitäten verschiedener Baustoffe [28]

2.1.1.3 Herstellungsprozess

Sandwichelemente können entweder stückgefertigt oder kontinuierlich in einem industriellen Herstellungsprozess gefertigt werden. Während die

2.1 Allgemeines

diskontinuierliche Stückfertigung hauptsächlich bei Sonderanforderungen oder im Kühlhausbau zur Anwendung kommt, hat sich für den Großteil der verbauten Elemente die kostengünstigere kontinuierliche Fertigung durchgesetzt. Dabei werden die Elemente in einer Doppelbandanlage produziert, in der die Deckbleche von Spulen, den sogenannten Coils, abgewickelt (und eventuell auch profiliert) werden und noch flüssiges Polyol zusammen mit Isocyanat und einem Treibmittel (in der Regel Pentan) eingebracht wird. Das so entstandene Polyurethan schäumt dann vom im Produktionsprozess unten liegenden Deckblech gegen das oben liegende Deckblech. Aufgrund der guten Adhäsionseigenschaften des erhärteten Polyurethans ist eine weitere Verklebung, wie zum Beispiel bei einem Kern aus Mineralwolle, nicht mehr notwendig. An dem oben liegenden Deckblech ist aufgrund von Lufteinschlüssen mit tendenziell schlechteren Verbundeigenschaften zu rechnen als am unteren Deckblech, auf welches der Schaum aufgebracht wurde. Dieses im Produktionsprozess unten liegende Deckblech sollte daher am Bauwerk außen liegen, um eine höhere Dauerhaftigkeit zu gewährleisten, siehe [29]. Für weitergehende Informationen zum fertigungstechnisch nicht trivialen Herstellungsprozess von Sandwichelementen wird an dieser Stelle *Koschade* [28] empfohlen.



Bild 2.4: Kontinuierlicher Herstellungsprozess von Sandwichelementen [28]

2.1.1.4 Verwendung von Sandwichelementen im Bauwesen

Für die Verwendung von Sandwichelementen im Bauwesen ist seit Oktober 2010 die europäische Norm *DIN EN 14509: Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten – Werkmäßig hergestellte Produkte* - Spezifikationen mit Stand 02/2007 [R12] anzuwenden. Zusätzlich gibt die *European Recommendation for Sandwich Panels* [R13] seit dem Jahr 2000 als Empfehlung der Europäischen Konvention für Stahlbau (ECCS) wichtige Hinweise zur Bemessung von Sandwichelementen. Die *DIN EN 14509* regelt die Anforderungen, welche an Sandwichelemente im Dach- und Wandbereich gestellt werden. Prüfverfahren und allgemeine Bemessungsregeln werden dort ebenso angegeben wie Kennzeichnungspflichten. In Ergänzung zur *DIN EN 14509* ist es in Deutschland zusätzlich erforderlich für jedes Befestigungsmittel eine allgemeine

bauaufsichtliche Zulassung beim Deutschen Institut für Bautechnik zu erwirken. Während für die Verbindungsmittel von Sandwichelementen eine einheitliche Zulassung für alle Produkte vorliegt (Z14.4-407 [R2]) werden für Sandwichelemente je nach Hersteller eigene Zulassungen erwirkt werden, siehe beispielsweise Z10.4-345 [R1] der Firma ThyssenKrupp Bausysteme. Die bauaufsichtlichen Zulassungen enthalten weitergehende Informationen, die zur Anwendung der jeweiligen Bauteile notwendig sind und über die Maßgaben der DIN EN 14509 hinausgehen.

2.1.2 Werkstoffe

2.1.2.1 Deckschalen

Die Deckschalen von im Bauwesen eingesetzten Sandwichelementen bestehen aus metallischen Werkstoffen, in der Regel wird bandverzinktes Baustahlblech verwendet. Diese Stahldeckbleche weisen Materialdicken von wenigen zehntel Millimetern auf, üblich ist ein Bereich von 0,5mm bis 0,6mm. Die Deckbleche übernehmen neben ihren tragkonstruktiven Aufgaben auch den Schutz des Sandwichpanels gegenüber äußeren Umwelteinwirkungen. Es ist daher notwendig die Deckbleche mit einem ausreichenden Korrosionsschutz zu versehen, um die Dauerhaftigkeit der Elemente zu gewährleisten. Die verwendeten Feinbleche werden dazu in einem Bandverzinkungsprozess feuerverzinkt, vergleiche [28]. Zusätzliche Farbbeschichtungen, auch möglich im Duplexverfahren zusammen mit der Verzinkung, spielen vor allem im Hinblick auf die architektonische Qualität der Sandwichelemente eine Rolle. In den letzten Jahren haben die Hersteller von Sandwichelementen viel Aufwand bei der Bereitstellung eines möglichst breit gefächerten Farbangebotes betrieben.

Die Materialeigenschaften der Stahldeckbleche entsprechen denen von üblichem Baustahl mit linear-elastischen Anfangsverhalten und ausgeprägtem Fließplateau. Die in Deutschland zugelassenen Sandwichelemente verfügen über Stahldeckbleche mit einer Mindeststreckgrenze $f_y=220\text{N/mm}^2$. Die verwendeten Dünobleche weisen erfahrungsgemäß oft geringe Verfestigungen nach Erreichen der Fließgrenze auf, wodurch die Bruchfestigkeit f_u nur geringfügig über der Streckgrenze f_y liegen kann. Durch Kaltumformung, werden die Deckbleche häufig zusätzlich profiliert. Entweder handelt es sich dabei um eine Mikroprofilierung oder Linierung, die zu einem erhöhten Widerstand gegenüber mechanischen Einwirkungen wie geringen Anpralllasten führt, oder um eine Trapezprofilierung von Dachelementen, bei denen aufgrund von Kriechprozessen im Schaumkern, das Eigengewicht durch die Deckbleche abgetragen werden muss. Durch den Kaltumformprozess werden Eigenspannungen in das Stahldeckblech eingetragen, die auch einen Einfluss auf das Tragverhalten haben können. Profilierte

Sandwichelemente die einer Hochtemperaturbeanspruchung infolge eines Brandfalls ausgesetzt waren, sind auch ohne sichtbare Beschädigung aus diesem Grunde auszutauschen.

2.1.1.2 Kernwerkstoff - Polyurethanhartschaum

Als Materialität für den Sandwichkern stehen unterschiedliche Werkstoffe zur Verfügung. Im Rahmen dieser Arbeit wird als Kernwerkstoff der aufgrund seiner hervorragenden Wärmedämmeigenschaften häufig eingesetzte Polyurethanhartschaum, auch kurz PUR genannt, entsprechend *DIN EN 13165* untersucht. Alternativ wird auch Mineralwolle als Kernwerkstoff, in Ausnahmefällen auch Polystyrolschaum, verwendet. Ausführliche Untersuchungen zu Sandwichelementen mit einem Kern aus Mineralwolle sind von *Schulz/Ummenhofer* in [46] dokumentiert. Der Vorteil von Mineralwolle gegenüber Polyurethanhartschaum liegt in der Nicht-Brennbarkeit der Mineralwolle, Brandklasse A1/A2 nach *DIN 4102-1*, gegenüber Polyurethanhartschaum, welcher als schwer- bis normalentflammbar nach *DIN 4102-1* in die Brandklasse B1/B2 einzustufen ist. Dies hat vor allem bei der Verwendung von Sandwichelementen im Büro- und Geschossbau mit höheren Brandschutzanforderungen einen wesentlichen Einfluss auf die Wahl des Kernwerkstoffes. Zudem kommt es bei der Verbrennung von Polyurethanhartschaum zur Freisetzung von hochgiftigem Cyanwasserstoff, da bei der Herstellung der Elemente der Grundstoff Isocyanat verwendet wird, nähere Informationen sind bei *Koschade* [28] zu finden. Trotzdem wird vor allem im Industriebau in der Regel Polyurethanhartschaum als Kernwerkstoff verbaut. Dies liegt zum einen an dem günstigeren Wärmedämmverhalten, der Wärmedurchgangskoeffizient von PUR liegt bei ca. $\lambda_{\text{PUR}}=0,025\text{W/mK}$ gegenüber einen $\lambda_{\text{MW}}=0,035\text{W/mK}$ für Mineralwolle, siehe [36]. Zum anderen ist das kostengünstigere kontinuierliche Herstellungsverfahren mit Polyurethanhartschaumkern ausschlaggebend für den Erfolg auf dem Bauparkt. Aus diesem Grund liegt ein Schwerpunkt der Betrachtungen in dieser Arbeit auf Sandwichelementen mit Polyurethanhartschaumkern.

Für Polyurethanhartschaum gilt, dass bei mikroskopischer Betrachtung der Schaumporen die Richtung des Aufschäumprozesses zu erkennen ist. *Böttcher* hat in [6] gezeigt, dass die Zellstruktur von der Richtung des Aufschäumprozesses abhängt. Das Material ist daher streng genommen nicht homogen und zeigt ein anisotropes richtungsgebundenes Tragverhalten, vergleiche auch [19]. Die Materialeigenschaften hängen also vom Herstellungsprozess ab, wobei beim kontinuierlichen Fertigungsprozess das Aufschäumen ausschließlich vertikal erfolgt, bei diskontinuierlich gefertigten Elementen erfolgt der Schäumvorgang

dagegen räumlich in alle Richtungen. Auch die Verteilung der Dichte innerhalb des Schaumkerns ist nicht konstant, vergleiche [31].

Messungen der Materialeigenschaften des Schaumes zeigen, dass der Elastizitätsmodul E_C und der Schubmodul G_C in vergleichbaren Größenordnungen liegen. Unterstellt man ein isotropes Materialverhalten, so ergäbe sich nach Gleichung (2.1) rein rechnerisch eine negative Querkontraktionszahl ν .

$$\nu = \left(\frac{E_C}{2G_C} \right) - 1 \quad (2.1)$$

Dies ist offensichtlich nicht zutreffend, da sich Polyurethanhartschaum nicht auxetisch verhält. Positive Querkontraktionszahlen werden erst ab einem Schubmodul von weniger als $E_C/2$ erreicht. Für Polyurethanhartschaum ist der Schubmodul G_C jedoch in der Regel größer als $E_C/2$. Im Rahmen der numerischen Analyse mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente, wird der Schaumkern daher als anisotropes Material modelliert, siehe Kapitel 4.2.3.2. Die Annahme des isotropen Materialverhaltens kann nur eine vereinfachte Näherung darstellen, die jedoch für die Betrachtung des makroskopischen Verhaltens ausreichend genaue Ergebnisse liefert, wie im Rahmen dieser Arbeit gezeigt werden wird.

2.1.3 Mechanische Grundlagen der Sandwichtechnik

Die mechanischen Grundlagen, auf denen die Sandwichtechnik basiert, wurden zusammenfassend von *Allen* [1], *Plantema* [40] und *Stamm/Witte* [47] beschrieben. An dieser Stelle kann nur eine kurze Einführung in diese Grundlagen gegeben werden, für weitergehende Informationen wird auf die zuvor genannten Literaturstellen verwiesen. Für die lokale Lasteinleitung ist es wichtig zu verstehen, dass diese nicht ohne Weiteres in die entsprechende Modellvorstellung zum Tragverhalten von Sandwichelementen eingepflegt werden kann. Die als Sandwichtheorie bezeichnete Modellvorstellung ermöglicht es zwar das globale Bauteiltragverhalten zu beschreiben, an Stellen konzentrierter Lasteinleitung sind jedoch zusätzliche Betrachtungen nötig. Diese werden im Detail in den Kapiteln 2.2, 2.3 und 2.4 beschrieben.

Die Sandwichtheorie basiert im Wesentlichen auf der Annahme einer schubsteifen Verbundwirkung zweier äußerer Deckbleche, die aufgrund ihrer geringen Blechdicke über keine nennenswerte eigene Biegesteifigkeit verfügen, mit einem inneren weicheren Sandwichkern. Anders als in der klassischen *Bernoulli'schen* Balkentheorie wird der Kern des Sandwichelementes nicht als schubstarr, sondern als schubsteif angesehen. Dadurch ist die erste Bernoulli'sche Hypothese vom Ebenbleiben der Einzelquerschnitte zwar noch erfüllt, die zweite Hypothese, dass der verformte Querschnitt senkrecht zur Schwerelinie des Profils

2.1 Allgemeines

verbleibt, ist jedoch nicht mehr erfüllt, siehe Bild 2.5. Dies entspricht den grundlegenden allgemeinen Annahmen der Balkentheorie nach *Timoshenko* [49] beziehungsweise der Plattentheorie nach *Reissner/Mindlin* [43].

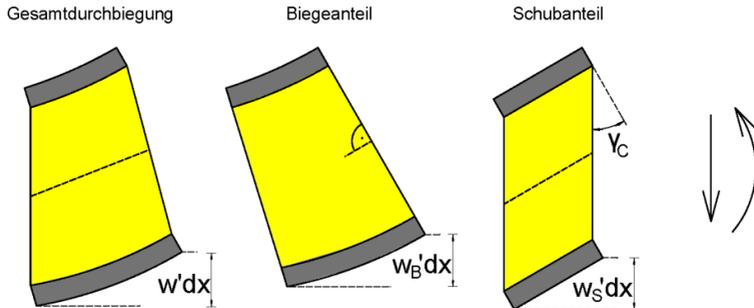


Bild 2.5: Biege- und Schubdeformation am verformten Element nach [58]

Dies führt dazu, dass zusätzlich zur Biegeverformung die Schubdeformation des Elementes bei der Durchbiegungsberechnung nach Gleichung (2.2) berücksichtigt werden muss.

$$w = w_B + w_S \quad (2.2)$$

Die häufig einachsigt gespannten Sandwichelemente werden als Balken betrachtet. Da die im Bauwesen üblicherweise eingesetzten Deckbleche, sofern diese nicht ausgeprägt profiliert sind, nur über eine vernachlässigbar geringe Eigenbiegesteifigkeit verfügen, setzt sich die Biegesteifigkeit des Sandwichelementes praktisch ausschließlich aus den Steiner-Anteilen der über den Kern Schubstarr gekoppelten Deckbleche zusammen. Gleichung (2.3) gibt die Biegesteifigkeit EI eines Sandwichelementes für den Fall an, dass beide Deckbleche eben sind und die gleiche Blechdicke t aufweisen.

$$E_{Sly} = E_S \cdot \frac{b \cdot t}{2} \cdot e^2 \quad (2.3)$$

Aufgrund des äußerst geringen E-Moduls der Kernschicht $E_c \ll E_S$ kann die Biegesteifigkeit des Sandwichkerns $E_c I_c$ vernachlässigt werden, so dass das äußere Biegemoment lediglich von den Deckblechen abgetragen wird. Die Deckbleche werden, vereinfachend angenommen, nur durch Druck- oder Zugnormalkräfte beansprucht, siehe Bild 2.6.

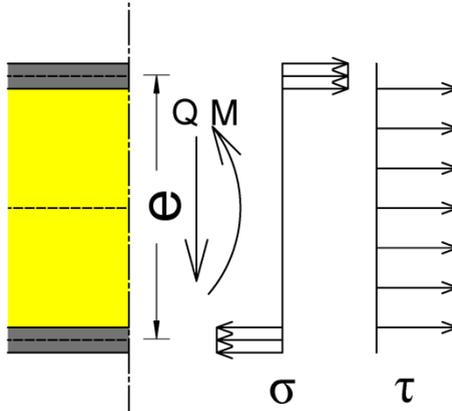


Bild 2.6: Angenommene vereinfachte Spannungsverteilung im Sandwichquerschnitt

Die Spannungen in den Deckschichten lassen sich nach Gleichung (2.4) berechnen.

$$\sigma = \frac{M}{I} \cdot \frac{e}{2} = \frac{M}{e \cdot b \cdot t} \quad (2.4)$$

So wie die Biegetragfähigkeit den Deckschalen zugewiesen wird, so übernimmt der Sandwichkern den Abtrag der zugehörigen Schubbeanspruchung innerhalb des Sandwichelementes. Die äußere Querkraft entspricht näherungsweise der Integration der Schubspannungen innerhalb der Kernschicht, vergleiche Bild 2.6. Daher kann mittels Gleichung (2.5) die Schubsteifigkeit eines Sandwichelementes in guter Näherung wiedergegeben werden.

$$G_C A_Q = G_C \cdot b \cdot d \quad (2.5)$$

Die im Sandwichkern wirkende Schubspannung folgt nach Gleichung (2.6).

$$\tau = \frac{Q}{A_Q} \quad (2.6)$$

Aus diesen Zusammenhängen lässt sich die Verformungsbeziehung eines Sandwichelementes ableiten. So ergibt sich die Biegeverformung zu Gleichung (2.7).

$$w_B'' = -\frac{M(x)}{E I_y} \quad (2.7)$$

Die Schubdeformation ist mit Gleichung (2.8) zu beschreiben. Ausgehend von den Einzelkomponenten der Durchbiegung lässt sich durch Addition auf die Gesamtdurchbiegung nach Gleichung (2.2) schließen.

$$w_s' = \frac{Q(x)}{G_c A_Q} \quad (2.8)$$

Bei einem Sandwichelement mit stark profilierten Deckblechen, beispielsweise einem trapezprofilierten Dachelement, liegt ein innerlich statisch unbestimmtes System vor. In diesem Falle müssen die Schnittgrößen zunächst steifigkeitsorientiert bestimmt werden.

Betrachtet man die oben beschriebene gängige Modellvorstellung der Sandwichtheorie und die zugehörigen Berechnungsformeln, so fällt auf, dass die vorliegenden Bauteilreaktionen, also Schnittgrößen, Spannungen und Verformungen, ausschließlich global gedacht sind. *Frostig* stellt in [12] zwar einen höherwertigen Ansatz zur Ermittlung des Bauteilverhaltens von Sandwichelementen vor, dieser ist jedoch wegen seiner Komplexität nicht für baupraktische Nachweise geeignet. Zusätzliche lokale Effekte der Lasteinleitung an einem Sandwichelement können daher zwar experimentell – vergleiche Ersatzträgerversuch nach *DIN EN 14509* [R12] – jedoch nicht theoretisch rechnerisch berücksichtigt. Dafür sind weitere vertiefende Betrachtungen notwendig, die in den folgenden Kapiteln erfolgen.

2.1.4 Beanspruchungen

Sandwichelemente werden in ihrer Funktion als raumabschließende Bauteile unterschiedlichen Beanspruchungen ausgesetzt. Dabei muss man unterscheiden, ob es sich um Dach- oder Wandelemente handelt.

Das Eigengewicht wirkt bei Dachelementen als vertikale Belastung, die zu einer Biegebeanspruchung im Element führt. Für Wandelemente wird das Eigengewicht in der Regel nicht angesetzt, da die Elemente aufeinander aufbauend das Eigengewicht direkt ableiten. Dachelemente werden zusätzlich auch durch Schneelasten beansprucht. Für die vertikalen Wandelemente entfällt auch diese Beanspruchung.

Windbeanspruchungen können sowohl eine Druck- als auch eine Sogwirkung auf Elemente im Wand- und Dachbereich ausüben, so dass infolge von Wind sowohl die Druckauflagerung als auch eine Zugverankerung der Elemente aktiviert wird. Die eigentlich dynamischen Windlasten werden in der Regel durch statische Ersatzlasten im Standsicherheitsnachweis von Sandwichelementen berücksichtigt. Eventuelle zusätzliche Ermüdungsbeanspruchungen werden individuell zum Beispiel bei der Verankerung von Sandwichelementen durch zyklisch-statische

Zugversuche berücksichtigt. Im Rahmen dieser Arbeit wird jedoch ausschließlich das statische Tragverhalten betrachtet.

Bei statisch unbestimmt gelagerten Systemen, also zum Beispiel bei Durchlaufträgern, kommt es infolge thermischer Beanspruchungen zu Zwangsschnittgrößen im Sandwichelement. Durch den wärmedämmenden Kernwerkstoff kann das außen liegende Deckblech, insbesondere bei entsprechend dunkler Färbung, im Sommer stärker erhitzen als das innere Deckblech. Im Winter kann der umgekehrte Fall eintreten. Durch diese Temperaturdifferenz entstehen an statisch unbestimmten Systemen Zwängungen. So kommt es zum Beispiel bei sommerlichen Temperaturen und Sonneneinstrahlung zu einer nicht unerheblichen Zugkraftbeanspruchung am Mittelaufleger von zweifeldrig gespannten Elementen. Da diese Beanspruchungsart häufig bemessungsmaßgebend ist, wurde bereits an Ideen für eine nachgiebige Auflagerkonstruktion gearbeitet, wie zum Beispiel bei *Mertens* [33]. Die Temperaturbeanspruchungen, welche vom Wesen her wie Windbeanspruchungen veränderlich sind, werden grundlegend durch statische Ersatzlasten berücksichtigt. Die veränderlichen thermischen Zwangsdehnungen werden bei der Bemessung der Tragfähigkeit von Verankerungen teilweise durch Ermüdungsversuche berücksichtigt, siehe Kapitel 2.2.1.

Eine weitere Art der thermischen Beanspruchung stellt ein Brandszenario dar. Die Problematik des Hochtemperaturverhaltens von Sandwichelementen geht jedoch über reine Zwangsbeanspruchungen hinaus, da sich die Materialeigenschaften des Sandwichelementes bei einer Brandbeanspruchung verändern. Der Schaumkern wird sich ebenso wie die Deckbleche ab einem bestimmten Temperaturniveau durch eine deutliche Reduktion der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls der Beanspruchung entziehen. Für eine vertiefende Betrachtung dieser umfangreichen Problematik wird an dieser Stelle auf *Berner* [3] verwiesen.

Beim Kriechen handelt es sich zwar nicht direkt um eine Belastungssituation für das Sandwichelement, trotzdem spielt das Langzeitverhalten des Polyurethan-Schaumkerns von Sandwichelementen eine wesentliche Rolle bei der Lastverteilung und der Wirkungsweise unterschiedlicher Belastungen. Bei Dachelementen liegt das Problem vor, dass der Schaumkern mit der Zeit soweit kriecht, dass ständige Lasten, wie das Eigengewicht der Elemente, nicht mehr von dem Verbundquerschnitt des Sandwichelementes aufgenommen werden kann. Daher ist es notwendig, dass mindestens ein Deckblech über eine ausreichende Eigenbiegesteifigkeit verfügt. Aus diesem Grund werden Sandwichelemente, die im Dachbereich eingesetzt werden, immer mit einem trapezprofilierten Deckblech ausgestattet, welches in der Lage ist durch seine Eigenbiegesteifigkeit auch ohne

Verbundwirkung das Eigengewicht des Elementes abzutragen. Kurzzeitige zusätzliche Beanspruchungen wirken dann wiederum auf das Gesamtelement unter Berücksichtigung der Verbundwirkung. Dieser Aspekt spielt insbesondere bei der nachträglichen Montage von dauerhaft wirkenden Lasten durch eine Solaranlage auf einem Sandwichdach eine besondere Rolle. Diese zusätzliche dauerhafte Beanspruchung muss ebenfalls aufgrund des Kriechens des Sandwichkerns von einem Deckblech alleine aufgenommen werden können. Die Verbundwirkung des Sandwicheffektes kann dafür nicht angesetzt werden.

Die Untersuchungen in dieser Arbeit beziehen sich auf die unterschiedlichen Belastungsszenarien, welche zu konzentrierten Druck- oder Sogbeanspruchungen an den Auflagerstellen führen können.

2.1.5 Fazit

Abschließend lässt sich festhalten, dass Sandwichelemente tragkonstruktive und bauphysikalische Eigenschaften auf ideale Weise in einem Bauteil vereinen. Aufgrund der effizienten Herstellungsverfahren können Sandwichelemente mit höchster Wirtschaftlichkeit eingesetzt werden. Durch die guten Wärmedämmeigenschaften leisten Sandwichelemente einen Beitrag zum ökologischen Bauen, siehe *Kuhnhenne et al.* [29]. Auch wenn noch einige Aspekte wie etwa die Rezyklierbarkeit der Elemente, siehe *Brinkmann* [7], oder die vergleichsweise noch geringe Anwendungsbereitschaft im Bereich von Gewerbe-, Verwaltungs- oder Wohnbauten noch verbessert werden können, stellt die Sandwichbauweise eine am Markt äußerst erfolgreiche Technologie dar.

Im Folgenden werden über die obige Einführung hinaus jene Aspekte der Sandwichbauweise vertiefend betrachtet, die für die Fragestellungen und Zielsetzung dieser Arbeit von besonderer Bedeutung sind.

2.2 Verankerung von Sandwichelementen

2.2.1 Grundlagen

Sandwichelemente dienen als raumabschließende Fassadenelemente, die auf eine tragfähige Unterkonstruktion angewiesen sind. Um eine kraftschlüssige Verbindung der Sandwichelemente mit dieser Unterkonstruktion herzustellen, werden mechanische Verbindungsmittel eingesetzt. Häufig sind dies speziell für diese Anwendung entwickelte Schraubverbindungen, die das Sandwichelement an den statisch erforderlichen Verankerungsstellen fixieren. An Stellen der lokalen Verankerung werden Auflagerlasten konzentriert vom Sandwichelement an die Unterkonstruktion abgegeben. Das Sandwichelement wird an diesen Stellen punktuell stark beansprucht. Die durch das Verbindungsmittel geleitete

Auflagerkraft wirkt auf das Sandwichelement, wie eine äußere punktuelle Belastung. Die Tragfähigkeit der Verbindungsstelle entspricht daher der Tragfähigkeit des Sandwichelementes gegenüber der lokalen Lasteinleitung. Die grundlegenden Bemessungsformeln und Modellvorstellungen zum globalen Bauteilverhalten, siehe Kapitel 2.1.3, greifen daher nicht mehr. Das tatsächliche lokale Tragverhalten der Sandwichelemente wird von lokalen Trageffekten dominiert, die auch ein lokales Versagen hervorrufen oder ein globales Versagen beeinflussen können.

Zur Verankerung stehen unterschiedliche, speziell angepasste mechanische Verbindungsmittel zur Verfügung. Dabei handelt es sich in der Regel um Schrauben, die sich in Bezug auf das Gewinde und die gegebenenfalls vorhandenen Bohrspitzen unterscheiden. Dabei wird zwischen selbstbohrenden Schrauben und nicht selbstbohrenden Schrauben unterschieden. Erstere verfügen über einen speziellen Bohrkopf an der Schraubenspitze, der das Bohren und Setzen der Schraube in einem Arbeitsgang ermöglicht. Die Bohrspitzen unterscheiden sich wiederum in ihrer jeweiligen Form, so gibt es spitz zulaufende oder analog zu einem Metallbohrer ausgeführte Bohrköpfe, siehe Bild 2.7. Die nicht selbstbohrenden Schrauben verfügen über einen stumpfen Zapfen an ihrer Spitze und sind vor dem Setzen vorzubohren. Unter den nicht selbstbohrenden Schrauben wird wiederum zwischen spanabhebenden/gewindescheidenden und materialverdrängenden/gewinfurchenden Schrauben unterschieden, siehe auch [30]. Eigens entwickelte Schrauben für Sandwichelemente mit entsprechend langem Schaft und teilweise mit zusätzlichen Unterkopfgewinde werden bei der Befestigung von Sandwichelementen verwendet, siehe Bild 2.7.



Bild 2.7: Sandwichschraube mit Bohrkopf und Unterkopfgewinde (Quelle: HILTI Produkt: S-CDW 61 S Sandwichpaneelschrauben rostfrei mit Dichtscheibe \varnothing 19mm)

Prinzipiell kommen zwei unterschiedliche Verankerungsarten bei Sandwichelementen im Bauwesen zur Anwendung. Bei einer direkten Verankerung wird das Sandwichelement in Durchsteckmontage mittels einer entsprechenden Schraube an einer tragenden Unterkonstruktion, welche aus Stahl, Holz oder massiv ausgeführt werden kann, befestigt, siehe Bild 2.8 (links). Das Element wird bei dieser Verankerungsmethode durch eine Unterlegscheibe, die an der Außenschale des Sandwichelementes anliegt, an der Unterkonstruktion fixiert. Drucklasten, beispielsweise aus Winddruck, werden durch

2.2 Verankerung von Sandwichelementen

Kontaktpressung des Elementes am inneren Deckblech an die Unterkonstruktion weitergegeben, diese Thematik wird in Kapitel 2.3 vertiefend betrachtet. Soglasten zum Beispiel infolge Windsogs werden durch Kontaktpressung des äußeren Deckbleches an der Unterlegscheibe abgetragen. Die Unterlegscheibe stützt sich dabei gegen den Schraubenkopf, wodurch die in der Unterkonstruktion verankerte Schraube auf Zug beansprucht wird. Da die Soglast über Kontaktpressung der Unterlegscheibe an das außen liegende Deckblech abgetragen wird, wird das äußere Deckblech lokal einer konzentrierten Druckbeanspruchung ausgesetzt. Die Zugverankerung von Sandwichelementen kommt also einer punktuellen Drucklasteinleitung am äußeren Deckblech gleich. Der Vorteil dieser direkten Verankerungsmethode liegt in der flexiblen Anordnung der Verbindungsstellen. Die Sandwichelemente können an den Rändern und, wenn nötig, auch im Zwischenstützenbereich problemlos verankert werden. Als in der Baupraxis äußerst nachteilig werden jedoch die von außen sichtbaren Schraubenköpfe betrachtet. Aus ästhetischen Gründen wurde daher die sogenannte indirekte Befestigung entwickelt, bei der die Schraubenköpfe verdeckt werden. Die Verankerung erfolgt in den speziell dafür ausgelegten und profilierten Längsrändern der Elemente. Durch Überlappung der Elemente in den Fugen bleibt die eigentliche Schraubverbindung von außen unsichtbar. Diese Verankerungsmethode hat den Vorteil, dass auch die Wärmebrücke durch das Verbindungselement reduziert wird. Der Nachteil liegt jedoch darin, dass die Verschraubung der Elemente lediglich in den Längsrändern erfolgen kann und dass einer der beiden Längsränder nur in das benachbarte Element eingehängt werden kann, ohne selbst mit der Unterkonstruktion verankert zu werden, siehe schematische Darstellung in Bild 2.8.

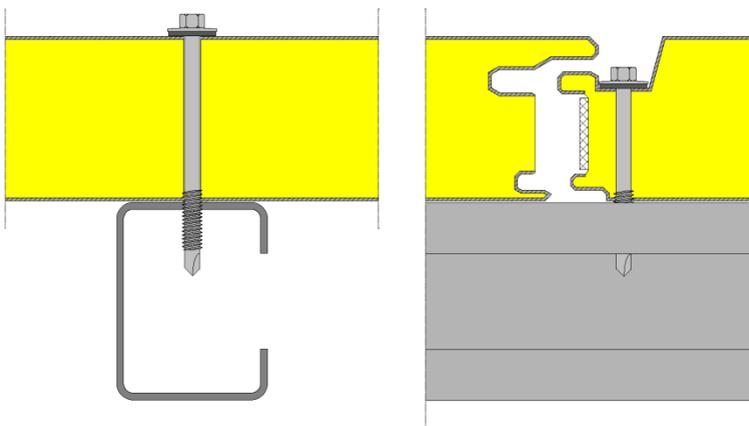


Bild 2.8: Direkte und indirekte Verankerung eines Sandwichelementes

Die Befestigung erfolgt also an dieser Seite nur indirekt über die Verankerung des benachbarten Panels in dessen Längsrand. Dies führt dazu, dass jedes Element nur an zwei seiner vier Ecken mit der Unterkonstruktion verschraubt ist. Die indirekte Verankerung ist daher häufig mit einer Reduktion der aufnehmbaren Auflagerlast verbunden. An einer Fassade, bei der die Sandwichelemente mit indirekter Verankerung ausgeführt werden, sind die Verankerungsstellen häufig bemessungsmaßgebend.

Die Tragfähigkeit von indirekten Verankerungen ist nicht allgemeingültig zu bestimmen. Aufgrund der unterschiedlichen produktspezifischen Ausbildung der Randprofilierung, die zur Verschraubung genutzt wird, ist eine theoretische Bemessung nicht möglich. Stattdessen wird die Tragfähigkeit von indirekten Verankerungen durch experimentelle Untersuchungen bestimmt, deren Tragfähigkeitsergebnisse in die jeweiligen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Sandwichelemente eingehen. Demgegenüber ist es sehr wohl möglich ein in sich geschlossenes Bemessungsverfahren für die direkte Verankerung zu entwickeln. Dies wurde im Rahmen von [53] bereits begonnen und kann mit dem Bemessungsansatz dieser Arbeit abschließen. Die Untersuchungen dieser Arbeit zur punktuellen Lasteinleitung beziehen sich daher ausschließlich auf die direkte Verankerung.

In Kapitel 2.1.4 wurden bereits die unterschiedlichen Belastungssituationen, denen ein Sandwichelement ausgesetzt ist, vorgestellt. Aus den unterschiedlichen Lastfällen ergeben sich für die direkte Verankerung auch unterschiedliche Beanspruchungen, siehe Bild 2.9.

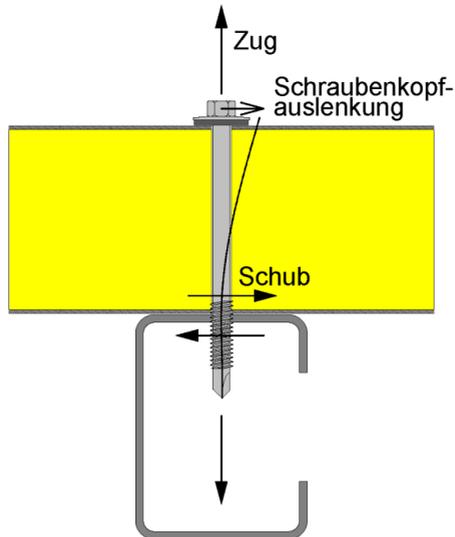


Bild 2.9: Beanspruchungsarten einer direkten Verankerung [52]

Zunächst ist eine Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene offensichtlich. Aus Windsog oder Temperaturzwängungen treten Zuglasten auf, die durch die Verbindungsstelle zu übertragen sind. Die Kontaktpressung der Unterlegscheibe am äußeren Deckblech führt dabei zu einer Eindrückung des Deckbleches in den Sandwichkern. Die Beanspruchung entspricht damit einer punktuellen Drucklasteinleitung auf das äußere Deckblech. Daneben ist aber natürlich auch die Übertragung von Horizontallasten in Sandwichplattenebene möglich. Diese Horizontallasten werden an der Kontaktstelle von Schraubengewinde und innerem Deckblech an der Unterkonstruktion in Form einer Scher-/Lochleibungsbeanspruchung abgetragen. Beansprucht wird dabei das innere Deckblech an der Unterkonstruktion, das äußere Deckblech wird praktisch nicht zum Lastabtrag herangezogen. Die Steifigkeit der Verbindung am inneren Deckblech ist wesentlich größer, weil für eine Aktivierung des äußeren Deckbleches die Schraube zunächst eine gewisse Biegeverformung erbringen muss. Aktuelle Forschungen des Institutes für Sandwichtechnik der Fachhochschule Mainz¹ deuten jedoch an, dass es eine Interaktion von Zuglast- und Schublast gibt, die über die ausschließlich lineare Beschreibung, welche in

¹ Forschungsvorhaben „Sandfast – Entwicklung und Optimierung praxisgerechter Befestigungen von Sandwichelementen durch konstruktive Sonderlösungen“ Fachhochschule Mainz Institut für Sandwichtechnik, Laufzeit 06/2010 bis 12/2012

den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Verbindungsmittel [R2] festgehalten ist, siehe Gleichung (2.9), hinaus geht.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{V_{Ed}}{V_{Rd}} \leq 1,0 \quad (2.9)$$

Die Schubtragfähigkeit V_{Rd} ist in der bauaufsichtlichen Zulassung [R2] des Verbindungsmittels in Abhängigkeit von der Deckblechdicke aufgeführt und basiert auf entsprechenden Scher-/Lochleibungsversuchen mit Stahlblechen, vergleiche auch [10]. Die maßgebenden Versuche sind in der *ECCS Recommendation 124* [R14] beschrieben, wobei ein modifizierter Versuchsaufbau an einem Sandwichelement in *ECCS Recommendation 127* [R15] geregelt ist.

Neben der Schubbeanspruchung wird die Verbindungsstelle durch unterschiedliche Ausdehnungen, der durch den wärmedämmenden Kernwerkstoff thermisch getrennten Deckbleche, beansprucht. Dehnt sich im Sommer beispielsweise das äußere Deckblech aus, während das innere gedämmte Deckblech sich weniger dehnt, kommt es zu einer Auslenkung des Schraubenkopfes gegenüber der Ursprungslage. Maximalwerte für diese Schraubenkopfauslenkung sind ebenfalls in der bauaufsichtlichen Zulassung des Verbindungsmittels [R2] zu finden. Da es sich bei Temperaturlasten um veränderliche Einwirkungen handelt, muss die Ermüdungstragfähigkeit des Verbindungsmittels gegenüber dieser Beanspruchungsart ermittelt werden. Die maximale Schraubenkopfauslenkung wird auf Grundlage von entsprechenden experimentellen Untersuchungen ermittelt, bei denen ein fest definiertes Lastkollektiv auf die Schraube aufgebracht wird, um anschließend eine ausreichend vorhandene Rest(aus)zugtragfähigkeit sicher zu stellen. Der Versuchsaufbau ist in der *ECCS Recommendation 127* [R15] vorgegeben.

Eine Biegebeanspruchung erfahren Schraubenverbindungen am Endauflager auch durch die Endtangentialverdrehung der Elemente, siehe *Lange/Berner* [31]. Am – im statischen System als gelenkig modellierten – Endauflager können sich die Sandwichelemente verdrehen, was zu einer Biegebeanspruchung der Schrauben einer direkten Verankerung führt.

Von den drei zuvor beschriebenen Beanspruchungsarten ist die Zugbeanspruchung häufig bemessungsmaßgebend. Dabei kann es infolge einer Zugbeanspruchung wiederum zu unterschiedlichen Versagensformen kommen, siehe Bild 2.10.

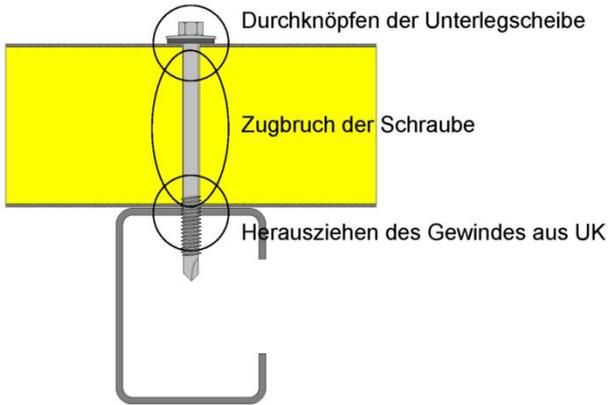


Bild 2.10: Versagensformen einer direkten Verankerung auf Zug [52]

Da die Schraube mit einer Zugkraft beansprucht wird, ist es denkbar, dass diese durch Erreichen der Bruchfestigkeit des Materials im maßgebenden Querschnitt versagt. Diese Versagensform lässt sich rechnerisch behandeln. Der für kaltgeformte dünnwandige Bauteile maßgebende *Eurocode 3* Teil 1-3 [R8] gibt zur Bemessung der Ganzzugkraft für Schrauben Gleichung (2.10) an.

$$F_{t,Rd} = 0,9 \cdot f_{ub} \cdot A_s / \gamma_{M2} \quad (2.10)$$

Für die Zugtragfähigkeit von gewindeformenden Schrauben, wie sie in diesem Fall vorliegen, verweist der deutsche nationale Anhang zum *Eurocode 3* Teil 1-3 auf experimentelle Untersuchungen, die Eingang in die entsprechende bauaufsichtliche Zulassung finden müssen. In der Praxis ist diese Versagensform jedoch nicht maßgebend, da die anderen beiden Versagensarten *Herausziehen des Gewindes aus der Unterkonstruktion* und das *Durchknöpfen des Schraubenkopfes durch das Deckblech* deutlich geringere Traglasten liefern.

Hettmann hat sich in [17] intensiv mit der Auszugtragfähigkeit von gewindeformenden Schrauben aus Stahlblechen auseinandergesetzt. Die entsprechende Tragfähigkeit kann auf Grundlage der in [17] vorgestellten umfangreichen Untersuchungen rechnerisch ermittelt werden. Das Ausziehen des Gewindes aus der Unterkonstruktion ist ebenfalls normativ in *Eurocode 3* Teil 1-3 [R8] geregelt. So kann die Grenzzugtragfähigkeit in Abhängigkeit von der Gewindesteigung nach Gleichung (2.11) bestimmt werden. Abhängig von der Relation der Gewindesteigung zur Blechdicke ist ein Vorfaktor von 0,45 oder 0,65 zu wählen.

$$F_{o,Rd} = 0,45 | 0,65 \cdot d \cdot t_{sup} \cdot f_{u,sup} / \gamma_{M2} \quad (2.11)$$

Beim Durchknöpfversagen wird der außen liegende Schraubenkopf mit der zugehörigen Unterlegscheibe durch das Deckblech gezogen. Dieses Versagen geht mit einem Aufreißen des Deckbleches und starken Deformationen der Unterlegscheibe einher. Dabei ist das Durchknöpfen als Versagensform nicht zu verwechseln mit dem Durchstanzen. Beim Durchstanzen versagt ein Stahlblech infolge zu hoher Schubspannungen, die an einem kritischen Rundschnitt um den Schraubenkopf vorliegen. Während dieses Versagen bei dicken Kopfplatten auftreten kann, ist das Durchknöpfen ein Versagensproblem, das sich auf dünnwandige Stahlbleche konzentriert. So ist das Durchknöpfen im *Eurocode 3* Teil 1-3 [R8] zur Bemessung dünnwandiger Bauteile als Versagensform aufgeführt, siehe Gleichung (2.13), während das Durchstanzen im *Eurocode 3* Teil 1-8 [R9] zur allgemeinen Bemessung von Verbindungsmitteln aufgeführt wird. Bei Sandwichelementen hängt das Durchknöpfversagen wesentlich von der Lagerung des durchknöpfenden Deckbleches auf dem Schaumkern ab. Die Bemessungsformeln des *Eurocode 3* Teil 1-3 [R8], die eine Grenzzugtragfähigkeit gegenüber Durchknöpfen angeben, gelten nur für reine Stahlbleche, beispielsweise Trapezbleche. Die Anwendung bei Sandwichelementen ist aufgrund des interaktiven Tragverhaltens von Deckblech und Schaumkern nicht ohne Weiteres möglich.

In den folgenden beiden Kapiteln wird vertiefend auf die derzeitige bautechnische Bemessung der Durchknöpftragfähigkeit und den aktuellen Stand der Forschung in diesem Bereich eingegangen.

2.2.2 Normative Vorgaben zur Bemessung der Durchknöpftragfähigkeit

Zur Durchknöpftragfähigkeit von Sandwichelementen ist eine mechanische Modellvorstellung mit einem zugehörigen Bemessungsverfahren nicht normativ vorgegeben. Die entsprechenden Bemessungswerte der Durchknöpftragfähigkeit müssen daher experimentell ermittelt werden.

Die für die Sandwichbauweise maßgebliche *DIN EN 14509* gibt als Anwendungsnorm nicht auf alle bemessungsrelevanten Fragestellungen direkt Auskunft. Aus diesem Grund wird an den entsprechenden Stellen auf weitergehende Literatur verwiesen. Häufig sind dies Empfehlungen der Europäischen Konvention für Stahlbau (ECCS). Auch die Frage der Verankerung von Sandwichelementen wird in einer ECCS Recommendation behandelt. In Deutschland ist zur Verwendung von Sandwichelementen zusätzlich eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung einzuholen.

Für die Verankerungsmittel von Sandwichelementen gibt es eine eigene allgemeine bauaufsichtliche Zulassung *Z14.4-407* [R2], die zur Anwendung von Verankerungsmitteln in Deutschland zwingend beachtet werden muss. Darin ist

auch eine Grenzzugtragfähigkeit gegenüber Durchknöpfen in Abhängigkeit von der vorhandenen Blechdicke des Sandwichdeckbleches und der Unterkonstruktion gegeben. Je nach Blechdicke der Unterkonstruktion wird entweder ein Ausreißen der Schraube aus der Unterkonstruktion oder ein Durchknöpfen der Unterlegscheibe am äußeren Deckblech maßgebend. Die Durchknöpftragfähigkeit wird dazu experimentell ermittelt. Entsprechend der Vorgehensweise bei Trapezblechen nach *Klee/Seeger* [26] wird an einer sogenannten Bügelprobe des verwendeten Bleches das Durchknöpfen der Unterlegscheibe untersucht. Bei der Biegelprobe, siehe Bild 2.11, handelt es sich um ein gekantetes Blechprofil, das in der Materialstärke dem äußeren Deckblech des Sandwichelementes entspricht.

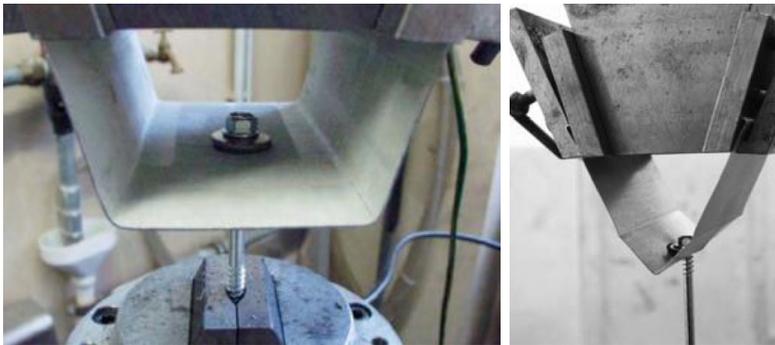


Bild 2.11: Biegelprobe zur Ermittlung der Durchknöpftragfähigkeit (links [44]) und Versagen der Biegelprobe (rechts [35])

Bei der Ermittlung der Durchknöpftragfähigkeit mittels Biegelprobe wird die am Deckblech durch eine Unterlegscheibe anliegende Schraube mit einer steigenden Zuglast so lange beansprucht, bis es zu einem Durchknöpfversagen der Unterlegscheibe durch das Stahlblech kommt. Dabei wird der Schaumkern nicht berücksichtigt und die Lagerung des Deckbleches auf dem Schaumkern vernachlässigt. Das Verformungsbild, welches die Biegelprobe zeigt, ist nicht identisch mit der Verformungsfigur eines Sandwichdeckbleches, siehe Bild 2.11 rechts. Die Biegelprobe wird, je nach lokaler Durchknöpftragfähigkeit, massiv verformt, teilweise bis sich eine V-Form einstellt. In diesem Falle wird nicht mehr die Durchknöpftragfähigkeit eines ebenen Bleches untersucht, welches senkrecht zur Blechebene beansprucht wird. Auf der anderen Seite ist zu beachten, dass bei Sandwichelementen häufig auch ebene oder zumindest nur mikroprofilierte Deckbleche vorkommen. Die für die Biegelprobe hergestellte Aufkantung des Bleches ist dann in der Realität so nicht vorhanden. Die Biegelprobe ist also nur ein sehr grobes Mittel, um die Durchknöpftragfähigkeit zu ermitteln. Darüber hinaus

ist es mit dieser Vorgehensweise nicht möglich Aussagen zur Verformung des Deckbleches an der Verankerungsstelle zu machen. Durch zu hohe Belastungen entstehen am außen liegenden Deckblech optisch störende Eindrücke, die von einem Betrachter deutlich als Dellen in den Fassaden wahrgenommen werden können. Dieses Gebrauchstauglichkeitskriterium lässt sich mit der derzeitigen Vorgehensweise der bauaufsichtlichen Zulassung nicht behandeln.

In *ECCS Recommendation No. 127* [R15] mit dem Titel „Preliminary European Recommendations for Testing and Design of Fastenings of Sandwich Panels“ wird ein Versuchsaufbau vorgegeben, bei dem die Durchknöpfragfähigkeit an einem Sandwichelement getestet wird. Damit liegt eine wesentliche Weiterentwicklung gegenüber den für die bauaufsichtliche Zulassungen durchgeführten Bügelproben vor. Das tatsächliche interaktive Verhalten eines senkrecht zur Ebene beanspruchten Deckbleches mit dem Sandwichkern kann auf diese Weise berücksichtigt werden. Wie in Bild 2.12 dargestellt, wird das Sandwichelement als Balkenelement durch die Verankerung punktuell beansprucht. Die Auflagerkraft wird also als äußere Last auf den Probekörper aufgebracht, wodurch wieder ein Lasteinleitungsproblem am Sandwichelement entsteht. Der Versuchsaufbau ähnelt dem in *DIN EN 14509* vorgeschriebenen Ersatzbalkenversuch zur Untersuchung der Knittertragfähigkeit bei globaler Bauteilbiegung mit gleichzeitig lokaler Lasteinleitung am Auflager. In der Betrachtung der Interaktion von lokalem Tragverhalten mit globalem Bauteilverhalten steckt jedoch auch die Schwäche dieses Versuchsaufbaus. Denn eine losgelöste Betrachtung des reinen lokalen Tragverhaltens ist nicht möglich, da immer auch die Interaktion mit dem Gesamtbauwerk und damit globale Trageffekte einen Einfluss auf die ermittelte lokale Tragfähigkeit haben. Die globalen Trageffekte beeinflussen die Versuche sogar soweit, dass nicht sichergestellt werden kann, dass es tatsächlich zu einem lokalen Versagen kommt. Stattdessen ist auch ein Bauteilversagen infolge Schubbruch oder Knittern möglich. In diesem Falle ist der Versuchsaufbau gänzlich ungeeignet, um eine Aussage über die lokale Durchknöpfragfähigkeit zu machen. Dieser Aspekt wird im Folgenden weiter erläutert und vor allem in den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 3 untersucht.

2.2 Verankerung von Sandwichelementen

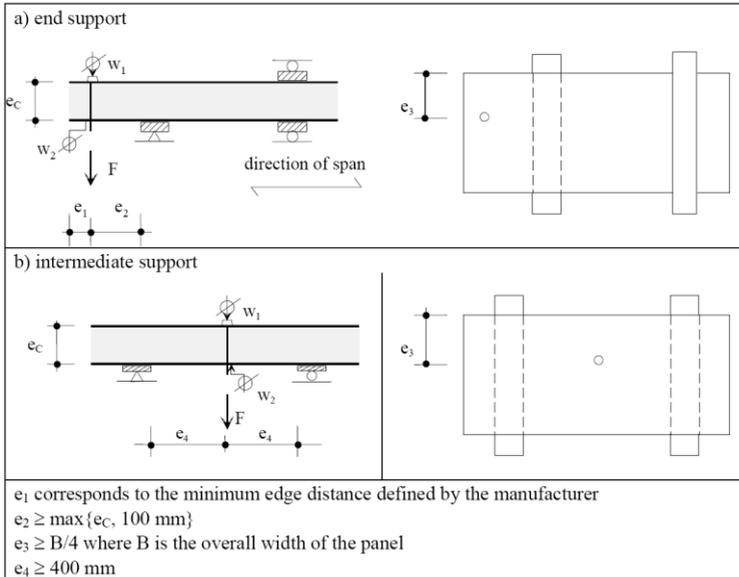


Bild 2.12: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Durchknöpffragfähigkeit an einem Sandwichelement nach ECCS Recommendation 127 [R15]

Eine Bemessungsformel für das Durchknöpfen von direkten Verankerungen an Sandwichelementen wurde in der Vergangenheit von der Europäischen Union für das Agrément im Bauwesen, kurz UEAtc, in einem technischen Report [R17] angegeben. Darin wird neben anderen Versagenszuständen auch eine Bemessungsformel für die Grenzzugtragfähigkeit gegenüber Durchknöpfen nach Gleichung (2.12) angegeben.

$$F_p = 0,55 \cdot t \cdot d_w \cdot f_u \quad (2.12)$$

Man erkennt in Gleichung (2.12), dass die Durchknöpffragfähigkeit linear von der Blechdicke der Deckschale t , dem Durchmesser der Unterlegscheibe d_w und der Bruchfestigkeit des Stahldeckbleches f_u abhängt. Damit entspricht die Bemessungsformel derjenigen für ein reines Stahlblech aus Eurocode 3 Teil 1-3 [R8] nach Gleichung (2.13). Der Eurocode sieht für eine Windbelastung eine weitere ermüdungsrelevante Reduktion um den Faktor 0,5 vor. Da für Sandwichelemente eine Zuglast entweder durch Windsog oder durch thermische Zwangsbeanspruchungen am Mittelaufleger auftreten, wird in Gleichung (2.13) der Abminderungsfaktor von 0,5 berücksichtigt.

$$F_{p,Rd} = 0,5 \cdot t \cdot d_w \cdot f_u / \gamma_{M2} \quad (2.13)$$

Die Berechnungsformel der UEAtc nach Gleichung (2.12) liefert mit einem Abminderungsfaktor von 0,55 im Vergleich zur Abminderung des Eurocode von 0,5 und dem zusätzlichen Teilsicherheitsbeiwert von 1,25 ($0,5/1,25=0,4$) eine um 15% höhere Tragfähigkeit als der Eurocode. Die Lagerung des beanspruchten Deckbleches auf dem Schaumkern wirkt sich also wie zu erwarten günstig aus. Die Frage ist jedoch, ob sich der positive Effekt des Schaumkerns pauschal abschätzen lässt oder ob die Eigenschaften des Schaumkerns einen zusätzlichen Einfluss auf die Durchknöpffragfähigkeit haben.

Auch die *DIN 18807* [R3] gibt eine Berechnungsformel, siehe Gleichung (2.14), zur Durchknöpffragfähigkeit von Trapezprofilen an. Die Berechnungsformel der *DIN 18807* [R3] unterscheidet sich dabei jedoch von derjenigen des *Eurocode 3* Teil 1-3 [R8], siehe Gleichung (2.13). Der Unterlegscheibendurchmesser d_w geht demnach nicht linear in die Berechnung der Durchknöpffragfähigkeit ein. Außerdem gibt es drei unterschiedliche Vorfaktoren α_i , welche die vorhandenen Biegezugspannungen im angeschlossenen Profil, den Werkstoff der Dichtscheibe und die Lage des Verbindungsmittels auf dem Trapezblech berücksichtigt. Zusätzlich wird ein pauschaler Beiwert von 6,5 berücksichtigt. Selbst für den ungünstigsten Fall mit ausschließlich auf der sicheren Seite gewählten Beiwerten α_i ergibt sich damit ein Vorfaktor von 1,82 anstatt 0,5 beim Eurocode. Diese deutliche Vergrößerung wird jedoch durch die Reduktion des Einflusses durch die Unterlegscheibe ebenso deutlich aufgefangen.

$$F_{P,Rd} = \alpha_L \cdot \alpha_M \cdot \alpha_E \cdot 6,5 \cdot t \cdot f_u \cdot \sqrt{\frac{d_w}{22}} \quad (2.14)$$

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass zwar bereits einige vereinfachte Bemessungsgleichungen zur Durchknöpffragfähigkeit vorhanden sind, diese jedoch nicht sinnvoll für Sandwichelemente angewendet werden können. Die derzeitige Vorgehensweise der experimentellen Bestimmung der Durchknöpffragfähigkeiten an Bügelproben ist nicht geeignet, um das tatsächliche Tragverhalten von Sandwichelementen unter einer punktuellen Lasteinleitung wiederzugeben.

2.2.3 Stand der Forschung zur Durchknöpffragfähigkeit

Die derzeitig unbefriedigende Situation bei der Bestimmung der Durchknöpffragfähigkeit ist Anlass für zwei Forschungsvorhaben mit unterschiedlichem Ansatz zur Problemlösung gewesen. In [44] stellen *Saal/Misiek*

die Ergebnisse eines Forschungsvorhabens² im Auftrag des Deutschen Institutes für Bautechnik dar, welches an der Universität Karlsruhe mit dem Ziel der Bestätigung der Vorgehensweise mittels Bügelproben durchgeführt wurde. Dazu haben *Saal/Misiek* vergleichende Versuche an Bügelproben und an ganzen Sandwichelementen durchgeführt. Die Durchknöpfversuche an Sandwichelementen erfolgten in Anlehnung an die *ECCS Recommendation 127*, siehe Bild 2.12, wobei jedoch die freie Spannweite des Probekörpers reduziert wurde. Bei einigen Versuchen trat jedoch ein Bauteilversagen anstelle eines lokalen Durchknöpfens ein, entweder ein Schubbruch des Schaumkerns oder ein Knitterversagen des Deckbleches. Eine Ermittlung der Durchknöpftragfähigkeit war in diesen Fällen nicht möglich. Im Ergebnis konnten *Saal und Misiek* zeigen, dass die Versuche an Bügelproben tendenziell auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse produzieren. Durch die Kantung der Bügelprobe wird ein günstiges Tragverhalten hervorgerufen, das sich in etwa mit dem günstigen Effekt der Bettung durch den Schaumkern aufhebt.

Über die Zielsetzung dieses Forschungsvorhabens hinaus haben *Hassinen/Misiek* in [15] eine Bemessungsformel zur Bestimmung der Grenzzugtragfähigkeit gegenüber Durchknöpfen an einem Sandwichelement entwickelt, siehe Gleichung (2.15). Dabei wurde erstmals auch der Trageffekt des Schaumkerns mit berücksichtigt. So setzt sich die Formel aus zwei Summanden zusammen, die jeweils den Schaumanteil und den Deckblechanteil an der Durchknöpftragfähigkeit beschreiben. Die dabei vorzufindenden Vorfaktoren von 2,87 und 0,84 basieren, wie die gesamte Formel, auf empirischen Untersuchungen.

$$F_p = 2,87 \cdot \sqrt{E_c \cdot f_c} \cdot d_w^2 + 0,84 \cdot t \cdot f_u \cdot d_w \quad (2.15)$$

Betrachtet man Gleichung (2.15) genauer, so erkennt man, dass der im ersten Teil angesetzte quadratische Einfluss der Unterlegscheibe am Schaumkernanteil vernachlässigbar gering ist. Wie in [53] bereits dargelegt wurde, ist die berechnete Durchknöpftragfähigkeit praktisch linear abhängig vom Durchmesser der Unterlegscheibe. Dies ist durch die Werte der Materialeigenschaften des Schaumkerns im Vergleich zu den Materialeigenschaften des Deckbleches zu begründen. Die von *Hassinen/Misiek* aufgestellte Formel zur Berechnung der Durchknöpftragfähigkeit stellt einen ersten empirischen Ansatz zur Bemessung der Durchknöpftragfähigkeit dar. Es handelt sich dabei jedoch um eine rein empirisch begründete Formulierung. Der Ansatz einer Addition von Traganteilen

² Forschungsvorhaben „Durchknöpftragfähigkeit der Befestigungsmittel von Sandwichelementen bei direkter Befestigung“ Universität Karlsruhe (TH), im Auftrag des Deutschen Institutes für Bautechnik, 2008

des Schaumkerns und des Deckbleches ist einfach zu handhaben, jedoch auch kritisch zu hinterfragen, da ein gemeinsames interaktives Tragverhalten zu erwarten ist. Von *Hassinen* ist in Ergänzung zu Gleichung (2.15) auch eine Formulierung zur Ermittlung der lokalen Federsteifigkeit von Sandwichelementen in [14] vorgestellt worden. Frühere Vergleichsrechnungen mit vorhandenen Versuchsergebnissen zeigten jedoch, dass die dort vorgestellte Formel nicht in der Lage ist die Verformungen von Sandwichelementen realistisch wiederzugeben, weshalb diese hier nicht weiter thematisiert wird.

Einen grundlegenden Ansatz verfolgten *Ungermann/Lübke* in einem Forschungsvorhaben zur Entwicklung innovativer einseitiger Verankerungen von Sandwichelementen³ [53]. Dazu war es zunächst notwendig das grundlegende Tragverhalten von Sandwichelementen bei direkter Verankerung zu untersuchen. Im Ergebnis konnte eine mechanische Modellvorstellung hergeleitet werden, die auch als Grundlage für das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Bemessungsverfahren genutzt werden konnte. Das Modell ist dabei nicht nur in der Lage die Durchknöpffragfähigkeit vorherzusagen, sondern auch den zugehörigen Spannungszustand auf dem belasteten Deckblech sowie die Verformungen realistisch wiederzugeben. Ein Überblick über die durchgeführten Untersuchungen und die entsprechende mechanische Modellvorstellung wird in den folgenden Kapiteln dieser Arbeit gegeben.

2.2.4 Fazit

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die lokale Tragfähigkeit von Sandwichelementen nur durch vereinfachte empirische Formeln bestimmt werden kann, ohne dass eine mechanische Modellvorstellung zum Tragverhalten vorhanden ist. Dies betrifft insbesondere das lokale Versagen infolge Durchknöpfens. Aus dieser Situation heraus leitet sich die Motivation der vorliegenden Arbeit ab das Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung grundlegend zu untersuchen. Es ist das Ziel dieser Arbeit durch die Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung eine rechnerische Bemessung der Durchknöpffragfähigkeit von Sandwichelementen durchführen zu können.

³ Forschungsvorhaben: „Innovative Verankerung von Sandwichelementen – Neue Einsatzmöglichkeiten für den Stahl(leicht)bau durch die Weiterentwicklung der Verankerungsmethoden“, Technische Universität Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung FOSTA e.V. Düsseldorf (P794) aus Mitteln der AiF (IGF Nr. 16066 N/1), Laufzeit 05/2009 bis 08/2012

2.3 Druckauflagerung von Sandwichelementen

2.3.1 Grundlagen

Sandwichelemente werden an ihrer Innenseite auf einer tragenden Unterkonstruktion aufgelagert. Eine Verankerung gegenüber Sog entsteht durch die Verschraubung der Elemente mit dieser Unterkonstruktion. Bei einer Druckbeanspruchung, zum Beispiel infolge Winddrucks bei Wandelementen oder Schneelasten bei Dachelementen, gibt das Sandwichelement die Auflagerkraft direkt über Kontaktpressung an die Unterkonstruktion weiter. Die übertragene Auflagerkraft wirkt dabei wie eine äußere Druckbeanspruchung, die linienförmig durch die Längsauflagerung auf das Sandwichelement aufgebracht wird.

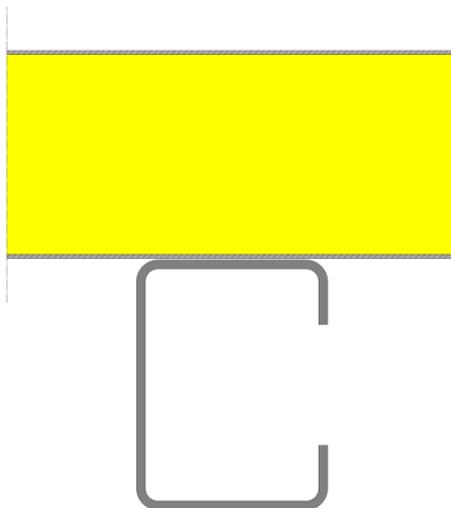


Bild 2.13: Druckauflagerung eines Sandwichelementes auf einer tragenden Unterkonstruktion

So wie bei der punktuellen Zugverankerung das äußere Deckblech durch die Verschraubung in den Schaumkern eingedrückt wurde, so wird bei der Druckauflagerung das innere Deckblech infolge der zu übertragenden Auflagerkraft in den Schaumkern eingedrückt. Damit stellt sich erneut das Problem der lokalen Lasteinleitung in das Sandwichelement. Dies bezieht sich sowohl auf die maximal zu tolerierende Verformung im Gebrauchstauglichkeitszustand als auch auf die maximal aufnehmbare Belastung im Grenzzustand der Tragfähigkeit.

2.3.2 Normative Vorgaben zur Bemessung eines Druckauflagers

Die allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen, die für jedes in Deutschland verwendete Sandwichelement erteilt werden müssen, geben auch Auskunft über die Auflagerung von Sandwichelementen. Wie unter anderem in der Z10.4-345 [R1] geregelt ist, soll die Mindestbreite eines Zwischenauflegers bei 60mm und eines Endauflegers bei 40mm liegen. Die geforderte Mindestauflagerbreite am Zwischenaufleger dient auch der Sicherstellung einer ausreichenden Knittertragfähigkeit des druckbeanspruchten inneren Deckbleches.

Anders als bei der Zugverankerung gibt die *DIN EN 14509* [R12] in Abschnitt E.4.3 eine Bemessungsformel für die lokale Tragfähigkeit von Sandwichelementen am Druckauflager an. Dabei wird unterschieden nach der aufnehmbaren Last an einem Endaufleger, siehe Gleichung (2.16), und einem Zwischenaufleger, siehe Gleichung (2.17).

$$F_{R1} = b \cdot (B_S + 0,5 \cdot k \cdot d) \cdot f_C \quad (2.16)$$

$$F_{R2} = b \cdot (B_S + k \cdot d) \cdot f_C \quad (2.17)$$

Man erkennt, dass die *DIN EN 14509* von einem direkten Zusammenhang von Elementbreite b und Druckfestigkeit des Kernmaterials f_C ausgeht. Wird die Elementbreite b zu 1m gesetzt, so wird die lokale Drucktragfähigkeit des Linienlagers pro laufendem Meter berechnet. Der Faktor k berücksichtigt eine Lastausbreitung innerhalb des Sandwichkerns, siehe Bild 2.14. Abhängig vom vorhandenen Kernwerkstoff ist dieser Wert zu 0,5 oder null zu setzen. Durch die angenommene Lastausbreitung innerhalb des Sandwichkerns ist die maximal aufnehmbare lokale Last wesentlich von der Dicke des Sandwichkerns abhängig. Damit wird die Tragfähigkeit des Druckauflagers ausschließlich durch den Schaumkern definiert. Für das Druckauflager spielt das gemeinsame Tragverhalten von Deckblech und Schaumkern nach Bild 2.14 keine Rolle. Die Deckblechdicke geht dementsprechend nicht in die Bemessungsgleichung ein, obwohl offensichtlich ist, dass mit einer erhöhten Blechdicke eine größere Lastverteilung im Schaumkern erreicht werden kann.

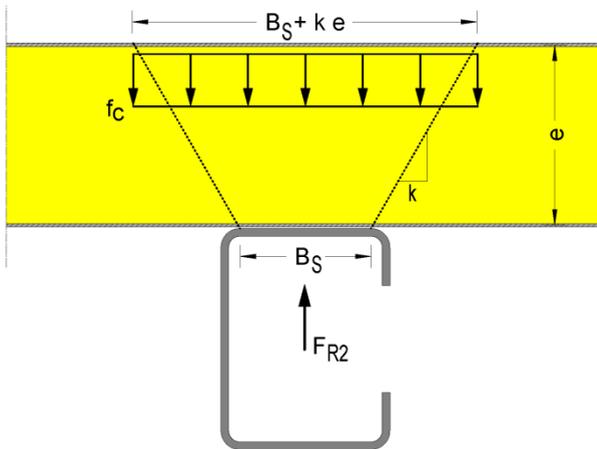


Bild 2.14: Mechanische Modellvorstellung der DIN EN 14509 zur Bemessung von Druckauflagern

Speziell für das Endauflager gibt die *DIN EN 14509* in Abschnitt A.15 alternativ auch einen Versuchsaufbau zur Ermittlung der maximalen Endauflagerkraft an. Dabei handelt es sich um einen Ersatzträgerversuch, bei dem eine Einzellast nahe dem Endauflager eingeleitet wird. Ziel dieses Versuches ist es den Einfluss der Verdrehung des Sandwichelementes am Endauflager auf die Auflagertragfähigkeit zu ermitteln. Durch die Verdrehung des Sandwichelementes besteht die Gefahr, dass dieses nur auf der Eckkante des Endauflagers aufliegt. Da die Problematik der Endauflagerverdrehung nicht für ein Zwischenaufleger gilt, entfällt ein entsprechender Versuch für Zwischenaufleger.

Abschließend lässt sich festhalten, dass das in der *DIN EN 14509* angegebene Berechnungsverfahren die Möglichkeit bietet, die Tragfähigkeit an einem linienförmigen Druckauflager rechnerisch zu ermitteln. In Kombination mit den Mindestauflagerbreiten der bauaufsichtlichen Zulassungen für die einzelnen Sandwichelemente, ist neben der lokalen Tragfähigkeit auch eine ausreichende Knittertragfähigkeit sicher gestellt, siehe Kapitel 2.4.3. Es fällt jedoch auf, dass die lokale Tragfähigkeit nach der Modellvorstellung der *DIN EN 14509* nicht von der Blechdicke t des belasteten Deckbleches abhängt. Des Weiteren ist das Verfahren der *DIN EN 14509* nicht in der Lage die Verformung im Gebrauchszustand zu bestimmen.

2.3.3 Stand der Forschung

Um das tatsächliche Tragverhalten von Sandwichelementen am Druckauflager und unter einer linienförmigen Lasteinleitung zu untersuchen, wurde das

Forschungsvorhaben „Optimierung der Auflagerung von Sandwichelementen“⁴ an der Technischen Universität Dortmund durchgeführt. Das Ziel dieses Vorhabens war es, die nach den Gleichungen (2.16) und (2.17) statisch erforderlichen Auflagerbreiten zu reduzieren. Durch die Betrachtung des tatsächlichen Tragverhaltens von Sandwichelementen unter Berücksichtigung der gemeinsamen Tragwirkung von Deckblech und Schaumkern, sollte zudem das Bemessungsverfahren der *DIN EN 14509* optimiert werden. Die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Versuche werden in dieser Arbeit auszugsweise in Kapitel 3.4 beschrieben. In Kapitel 6 dieser Arbeit wird ein Bemessungsverfahren auf dieser Grundlage entwickelt.

Zusätzlich zu den in Kapitel 3.4 beschriebenen Versuchen, wurden Versuche an nicht durchgehenden Auflagern und an Auflagerungen auf Rohrprofilen durchgeführt. Es zeigte sich in beiden Fällen, dass die bisher geforderte Durchgängigkeit der Druckauflager nicht notwendigerweise vorausgesetzt werden muss. So ist auch eine Auflagerung auf Rundprofilen denkbar.

In Vorwegnahme der detaillierten Versuchsbeschreibung in Kapitel 3.4, kann an dieser Stelle bereits festgehalten werden, dass die durchgeführten Versuche bestätigten,

- dass ein wesentlicher Anteil des lokalen Lastabtrages infolge der Lastverteilung durch die Deckbleche zustande kommt und
- dass die Dicke der Sandwichelemente, im Gegensatz zur normativen Regelung, keinen Einfluss auf die lokale Tragfähigkeit der Sandwichelemente hat.

Daraus leitet sich die Notwendigkeit einer grundlegenden Untersuchung des Lasteinleitungsproblems, auch für die linienförmige Lasteinleitung, ab.

2.3.4 Fazit

Dass die lokale Drucktragfähigkeit eines Linienlagers nach *DIN EN 14509* [R12] ausschließlich dem Schaumkern zugewiesen wird und die lokale Durchknöpfertragfähigkeit in den zulassungsrelevanten Versuchen ausschließlich dem belasteten Deckblech, ist mechanisch nicht zu begründen. In beiden Fällen wird das Sandwichelement durch eine lokale Lasteinleitung – linienförmig oder punktuell – beansprucht und in beiden Fällen zeigt das Sandwichelement ein kombiniertes Verbundtragverhalten. Aus diesem Widerspruch leitet sich die

⁴ Forschungsvorhaben: „Optimierung der Auflagerung von Sandwichelementen“, Technische Universität Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung FOSTA e.V. Düsseldorf (P929), Laufzeit 12/2011 bis 08/2013

Zielsetzung dieser Arbeit ab, ein mechanisches Tragmodell zur lokalen Lasteinleitung an Sandwichelementen zu entwickeln, das eine Bemessung der lokalen Tragfähigkeit von Sandwichelementen sowohl am Liniendrucklager als auch an der punktuellen Sogverankerung erlaubt.

2.4 Knitterversagen

2.4.1 Grundlagen

An den Stellen lokaler Lasteinleitung, und diese liegt an Auflagerungen vor, wird die Knittertragfähigkeit wesentlich von der Lasteinleitung beeinflusst. Aus diesem Grund ist es im Rahmen dieser Arbeit erforderlich auch die Knittertragfähigkeit zusätzlich zur reinen lokalen Lasteinleitungsproblematik an den Auflagerungsstellen zu betrachten. Von den verschiedenen Stabilitätsproblemen, denen ein Sandwichelement ausgesetzt ist, spielt das Knitterversagen eine entscheidende Rolle, weil es häufig bemessungsmaßgebend ist. Dies gilt insbesondere, wenn zusätzlich eine Lasteinleitung beziehungsweise Auflagerungssituation vorliegt.

Als Knittern wird das lokale Stabilitätsversagen eines druckbeanspruchten dünnwandigen Deckbleches bezeichnet. Überschreitet die Druckbeanspruchung eines Deckbleches die Knittertragfähigkeit, entzieht sich das Deckblech durch eine lokale Beulverformung senkrecht zur Deckblech- und Belastungsebene der Beanspruchung. Das Knittern kann daher am ehesten mit einem sehr kurzweiligen lokalen Beulversagen verglichen werden. Die Knittertragfähigkeit wird zum einen von der Festigkeit und Steifigkeit des Deckbleches selbst, zum anderen aber auch von der Bettung des Deckbleches auf dem Sandwichkern bestimmt. Da die üblicherweise verwendeten Deckbleche nur sehr geringe Blechdicken von deutlich unterhalb einem Millimeter aufweisen, spielt insbesondere die Bettung der Deckbleche auf dem Sandwichkern eine entscheidende Rolle für die Knittertragfähigkeit.

Anders als bei einem Biegeknickversagen des gesamten Sandwichelementes, bleibt das Sandwichelement als Gesamtbauteil beim Knitterversagen der Deckbleche in seiner Ursprungslage und erfährt keine Translation. Generell sind unterschiedliche Formen des Knitterversagens denkbar, vergleiche *Stamm/Witte* [47], siehe Bild 2.15.

- Beide Deckbleche erfahren eine Druckbeanspruchung und knittern symmetrisch.
- Beide Deckbleche erfahren eine Druckbeanspruchung und knittern antisymmetrisch.

- Nur ein Deckblech erfährt eine Druckbeanspruchung und knittert. Bei hauptsächlich auf Biegung beanspruchten Sandwichelementen ist dies der Fall.

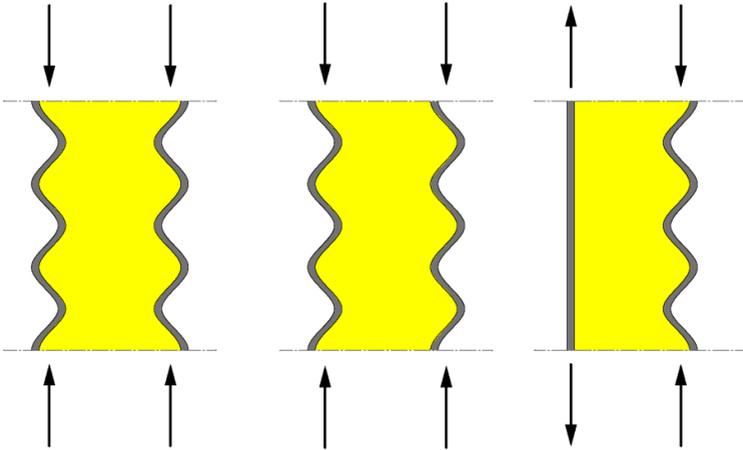


Bild 2.15: Formen des Knitterversagens eines Sandwichelementes in stark überhöhter Darstellung (v.l.n.r.: symmetrisches Knittern, antimetrisches Knittern, Knittern nur eines Deckbleches infolge Biegebeanspruchung)

2.4.2 Theoretische Herleitung der Knittertragfähigkeit

Das Knitterversagen kann auf das Stabilitätsversagen eines einzelnen durch Druckspannung beanspruchten Deckbleches zurückgeführt werden. Grundlegende Untersuchungen dazu wurden von *Plantema* [40], *Allen* [1], *Stamm/Witte* [47] und *Jungbluth* [20] angestellt. Die Herleitungen der Knittertragfähigkeit unterscheiden sich nur unwesentlich. Eine chronologische Vorreiterrolle haben *Plantema* [40] und *Allen* [1] eingenommen, welche eine analytische Herleitung der Knittertragfähigkeit in der Form, wie sie noch heute baupraktisch angewendet wird, bereits gegen Ende der sechziger Jahre des vergangenen Jahrhunderts veröffentlichten. Die Anfänge der wissenschaftlichen Untersuchungen des Knittertragverhaltens von Sandwichelementen gehen im Bereich der Luft- und Raumfahrttechnik bis in die vierziger Jahre des letzten Jahrhunderts zurück. Die heute noch gebräuchliche Formulierung basiert auf *Plantema* der in [40] erstmalig eine umfängliche Zusammenstellung aller wesentlichen Bemessungsformeln für Sandwichplatten veröffentlichte. Darauf aufbauend haben im deutschsprachigen Raum die Forscher der Firma Hoesch aus Dortmund *Stamm/Witte* [47] die noch heute angewandte Bemessungsformel entwickelt, siehe unter anderen *Lange/Berner* [31]. Da die Herleitungen und

Modellvorstellungen der verschiedenen Autoren in weiten Teilen identisch sind, wird im Folgenden die deutschsprachige Herleitung der Knitterspannung nach *Stamm/Witte* [47] näher erläutert, wobei an dieser Stelle nur die wesentlichen Schritte der umfangreichen Herleitung aus [47] wiedergegeben werden.

Das Deckblech eines Sandwichelementes wird als auf dem Kern elastisch gebettete Platte modelliert. Unter Vernachlässigung einer Schubkraft in Deckblechebene folgt für die Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte Gleichung (2.18), wobei BD als Biegesteifigkeit der Platte nach Gleichung (2.19) definiert ist.

$$\Delta\Delta w(x, y) + \frac{P_x}{BD} w(x, y)'' + \frac{P_y}{BD} w(x, y)'' + \frac{C_w}{BD} w(x, y) = 0 \quad (2.18)$$

$$BD = \frac{E \cdot t^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (2.19)$$

Als Ansatzfunktion zur Lösung dieser Differentialgleichung wird eine Sinusfunktion angesetzt, siehe Gleichung (2.20), wobei davon ausgegangen wird, dass die Deckblechdicke t konstant bleibt. Die Länge der Knitterwelle in x - oder y -Richtung wird als a_x beziehungsweise a_y bezeichnet.

$$w(x, y) = w_0 \cdot \sin \frac{\pi}{a_x} x \cdot \sin \frac{\pi}{a_y} y \quad (2.20)$$

Geht man nun davon aus, dass die Platte linear-elastisch auf dem Sandwichkern gelagert ist und die Verformung $w(x, y)$ in linearem Zusammenhang zur Kontaktspannung zwischen Deckblech und Kernmaterial steht, so folgt für die vertikale Spannung des Schaumkerns in z -Richtung Gleichung (2.21).

$$\sigma_z(x, y) = -p_0 \cdot \sin \frac{\pi}{a_x} x \cdot \sin \frac{\pi}{a_y} y \quad (2.21)$$

Außerdem gilt nach dem Hook'schen Gesetz für die vertikale Spannung σ_z Gleichung (2.22).

$$\sigma_z = E_C \cdot \frac{(1 - \nu_c) \varepsilon_z + \nu_c (\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{(1 + \nu_c)(1 - 2\nu_c)} \quad (2.22)$$

Durch Gleichsetzen von Gleichung (2.22) und (2.21), kann die Federsteifigkeit des Kernwerkstoffes berechnet werden. Für die erste Eigenform der Knitterfigur mit entsprechender Länge der Halbbeulwellen liefert die Federsteifigkeit c_w folgenden Wert.

$$c_w = \frac{p_0}{w_0} = E_C \frac{2(1-\nu_c)}{(1+\nu_c)(3-4\nu_c)} \quad (2.23)$$

Unterstellt man nun für den Kernwerkstoff ein isotropes Materialverhalten, Gleichung (2.24) besitze also Gültigkeit, lässt sich Gleichung (2.23) in die allgemein bekannte Formulierung nach Gleichung (2.25) umformen. Die so definierte Federsteifigkeit wird häufig auch mit dem Buchstaben K bezeichnet.

$$E_C = 2 \cdot (1 + \nu_c) \cdot G_C \quad (2.24)$$

$$c_w = \frac{2 \cdot (1 - \nu_c)}{3 - 4\nu_c} \sqrt{\frac{2 \cdot G_C \cdot E_C}{1 + \nu_c}} \quad (2.25)$$

Die Federsteifigkeit nach Gleichung (2.25) setzt voraus, dass die Kernschicht eine ausreichende Dicke aufweist. Es ist hier davon auszugehen, dass die Kerndicke so groß ist, dass es zu keiner Beeinflussung der elastischen Bettungssteifigkeit c_w durch das gegenüberliegende Deckblech kommt. Diese Annahme kann in der Baupraxis als erfüllt angesehen werden, schon alleine aus Gründen der ausreichenden Wärmedämmung. Die zweite Anforderung nach einem isotropen Werkstoffverhalten des Kernmaterials ist nur bedingt zutreffend wie in Kapitel 2.1.2.2 erläutert wurde.

Aus der Differentialgleichung der elastisch gebetteten Platte, siehe Gleichung (2.18), und der Bettungssteifigkeit c_w , siehe Gleichung (2.23) beziehungsweise (2.25), lässt sich die Beulwellenlänge und die Knittertragfähigkeit in Abhängigkeit von den Materialeigenschaften des Kernwerkstoffes bestimmen. Geht man für die Platte davon aus, dass die Druckbeanspruchung in x-Richtung maßgebend wird und ein Knitterversagen in Form einer entsprechenden knickstabähnlichen Ausbeulung eintritt, so folgt für die Beulwellenlänge ($a_w = a_x$) Gleichung (2.26). Die kritische Knittertragfähigkeit ergibt sich zu Gleichung (2.27).

$$a_w = \mu \cdot t \cdot \sqrt[6]{\frac{E_S^2}{G_C \cdot E_C}} \quad (2.26)$$

$$\sigma_{w,cr} = \chi \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \quad (2.27)$$

Die Faktoren μ und χ hängen von den Materialeigenschaften des Kernwerkstoffes ab. Wie in Gleichung (2.23) zu sehen ist, spielt die Querkontraktionszahl eine elementare Rolle bei der Berücksichtigung der Werkstoffeigenschaften der Kernschicht. In Tabelle 2.1 sind für verschiedene Querkontraktionszahlen die jeweiligen Faktoren μ und χ angegeben.

2.4 Knitterversagen

Tabelle 2.1: Einfluss der Werkstoffeigenschaften auf die Beulwellenlänge und die Knittertragfähigkeit nach Stamm/Witte [47]

v_c	μ	χ
0	1,819	0,819
0,1	1,825	0,814
0,2	1,822	0,817
0,3	1,806	0,838
0,4	1,770	0,865
0,5	1,701	0,938

Stamm/Witte setzen in [47] eine Querkontraktionszahl zwischen $v_c=0,2$ und $v_c=0,3$ voraus. Da sich der Einfluss der Querkontraktionszahl in diesem Bereich gering hält, schlagen sie vor die Gleichungen (2.26) und (2.27) zu den heute weithin bekannten Gleichungen (2.28) und (2.29) zu vereinfachen. Die so gewonnene kritische Knittertragfähigkeit und zugehörige Beulwellenlänge bilden noch heute die Grundlage der Bemessung von Sandwichelementen, vergleiche *Lange/Berner* [31].

$$a_w = 1,82 \cdot t \cdot \sqrt[6]{\frac{E_S^2}{G_C \cdot E_C}} \quad (2.28)$$

$$\sigma_{w,cr} = 0,82 \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \quad (2.29)$$

Plantema setzt in [40] unwesentlich andere Werte für die Faktoren μ und χ an. So ergibt sich dort der Faktor μ für die Bestimmung der Beulwellenlänge zu $\mu_{Plantema}=1,78$ anstatt $\mu_{Stamm/Witte}=1,82$ und der Faktor χ für die Bestimmung der kritischen Knitterspannung wird mit $\chi_{Plantema}=0,85$ anstatt $\chi_{Stamm/Witte}=0,82$ angegeben. Da die Werte von den konkreten Eigenschaften des Kernwerkstoffes abhängen und sich nur unwesentlich unterscheiden, kann an dieser Stelle ohne Weiteres eine gewisse Diskrepanz für die baupraktische Bemessung akzeptiert werden. In Deutschland hat sich die hier vorgestellte Formulierung nach *Stamm/Witte* entsprechend Gleichungen (2.28) und (2.29) durchgesetzt.

Es ist zunächst auffällig, dass die kritische Knitterspannung nicht von der Geometrie des knitternden Deckbleches selbst abhängt. Dies liegt daran, dass die hier vorgestellte Herleitung streng genommen nur für ebene Deckbleche ohne nennenswerte eigene Biegesteifigkeit gültig ist. *Stamm/Witte* verweisen aber explizit darauf, dass auch schwach profilierte Bleche mit geringer Biegesteifigkeit Verwendung finden dürfen. Für den Fall der ebenen Deckbleche zeigte sich, dass die kritische Knitterlast linear abhängig von der Blechdicke t ist. Die kritische Knitterspannung ist daher unabhängig von der Blechdicke t . Da es den Rahmen

dieser Arbeit übersteigt, die vollständige Herleitung vorzustellen, sei für die ausführliche Herleitung an dieser Stelle auf *Stamm/Witte* [47] verwiesen.

Die mit Gleichung (2.29) definierte kritische linear-elastische Knittertragfähigkeit ist in der Realität von einem Bauteil nicht zu erreichen. Aufgrund unterschiedlicher Imperfektionen liegt die tatsächliche Bemessungstragfähigkeit unterhalb der kritischen Knittertragfähigkeit. Auch bei bester Qualitätskontrolle sind geometrische Vorverformungen, herstellungsbedingte Eigenspannungen oder Unschärfen in der Qualität des Schaumkerns unvermeidbar. Vor allem die Herstellung des Kernwerkstoffes unterliegt nicht zu vermeidenden Schwankungen. An dieser Stelle sei nur kurz auf Lufteinschlüsse an den Deckblechen, sogenannte Lunken, oder Inhomogenität im Schaumkern verwiesen, siehe auch *Wolters* [56].

In allen zuvor genannten Standardwerken wird daher auch der Einfluss von Imperfektionen in Form von geometrischen Vorverformungen auf die Knittertragfähigkeit untersucht. Bei *Stamm/Witte* wird eine Vorverformung W_1 entsprechend einer Sinusfunktion berücksichtigt und in die Differentialgleichung nach Gleichung (2.18) implementiert. Daraus wird eine modifizierte Funktion der vertikalen Spannungen σ_z zwischen dem Deckblech und dem Schaumkern bestimmt, siehe Gleichung (2.30).

$$\sigma_z = \frac{\pi \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr,w}} \right)}{1 - \left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr,w}} \right)} \cdot \frac{W_1}{a_w} c_w \quad (2.30)$$

Stamm/Witte wählen als Grenzkriterium für ein Knitterversagen das Erreichen der Zugfestigkeit des Haftverbundes zwischen Deckblech und Schaumkern durch Erreichen der Spannung $\sigma_z = \sigma_{z,Rd}$. Die zugehörige Druckspannung im Deckblech wird dann als erreichbare Knittertragfähigkeit zu Gleichung (2.31) definiert.

$$\sigma_w \leq \frac{\sigma_{w,cr}}{1 + 3 \cdot \frac{W_1}{a_w} \cdot \frac{\sqrt{E_C G_C}}{\sigma_{z,Rd}}} \quad (2.31)$$

Die tatsächliche Tragspannung gegenüber einem Knitterversagen σ_w ist damit von der Größe der angesetzten Vorverformung W_1 im Verhältnis zur Beulwellenlänge a_w abhängig. *Stamm/Witte* wählen einen Verhältniswert von $W_1/a_w = 1/100$, was großzügig auf der sicheren Seite abgeschätzt ist. Damit erreichen sie eine

reduzierte Knittertragfähigkeit von ca. 61,5% der Knitterverzweigungslast. Unter Berücksichtigung von Gleichung (2.31) und der Formulierung der kritischen Knitterspannung nach (2.29), kann also für die Knittertragspannung Gleichung (2.32) definiert werden.

$$\sigma_w = 0,615\sigma_{w,cr} \approx 0,5\sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \quad (2.32)$$

Gleichung (2.32) geht jedoch auf eine konkret gewählte Zugtragfähigkeit $\sigma_{z,Rd}=2,2\text{N/mm}^2$ des Kernwerkstoffes zurück. Ein Knitterversagen bei dem das Deckblech in den Schaumkern gedrückt wird, wie dies an den Auflagerungsstellen oder an Lasteinleitungspunkten der Fall ist, wird mit dieser Modellvorstellung nicht erfasst. Im Zwischenstützbereich wird das Deckblech zwangsläufig in den Schaumkern gedrückt, die Vorverformung ruft also keine Zugspannungen zwischen Deckblech und Schaumkern hervor. Anders als bei einem Zugversagen, wie in Gleichung (2.31) vorausgesetzt, ist aber ein Druckversagen des PUR-Schaumkerns in diesem Sinne nicht vorhanden. Der Polyurethanhartschaum verhält sich multilinear mit einem Fließplateau nach anfänglich elastischem Verhalten. Ein plötzlich eintretendes Versagen ohne die Möglichkeit weiterer Laststeigerung ist auf Druck nicht möglich. Bei einem Zugversagen ist jedoch nach Erreichen der Zugtragfähigkeit keine weitere Lastaufnahme mehr möglich. Das tatsächliche Tragverhalten des Schaumkerns bei einer Eindrückung ist also gänzlich anders, als nach Gleichung (2.31) für eine Zugbeanspruchung unterstellt. Die Herleitung von *Stamm/Witte* kann also nicht ohne Weiteres hier angewendet werden.

Für das Knitterversagen bei gleichzeitiger Lasteinleitung kann das Druckversagen im Sandwichkern theoretisch und unter den oben beschriebenen Einschränkungen ein Versagenskriterium darstellen, dies ist jedoch keineswegs allgemeingültig. Eine tatsächliche Betrachtung des Knitterproblems als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung für das Deckblech erfolgt bei *Stamm/Witte* nicht. Das Knitterversagen, wird ausschließlich auf ein Versagen des Kernmaterials zurückgeführt. Das eigentliche Stabilitätsversagen des Stahldeckbleches durch Überschreiten der Tragfähigkeit infolge Spannungen nach Theorie II. Ordnung erfolgt nicht. Die Herleitung der Knittertragfähigkeit nach *Stamm/Witte* ist daher kritisch zu betrachten. *Plantema* verzichtet möglicherweise aus diesem Grund auf diese analytische Herleitung der Knittertragfähigkeit und begründet stattdessen die Wahl von Gleichung (2.32) für die Bemessungslast gegenüber Knittern auf Grundlage empirischer Untersuchungen. Der Vorfaktor von 0,5, wie in Gleichung (2.32) angesetzt, wird als simpler aber sicherer Bemessungswert angegeben, der sich durch zahlreiche Versuche bestätigt habe. In [24] führt *Kech* die Knittertragfähigkeit auf eine

semiempirische Herleitung auf Grundlage von Versuchen durch *Hoff/Mautner* [18] aus dem Jahr 1945 zurück. Eine zusammenfassende Darstellung unterschiedlicher Ansätze zur Bestimmung der Knittertragfähigkeit ist auch in [32] zu finden.

Eine Untersuchung des Einflusses von Vorverformungen stellt auch *Plantema* in [40] an. Dabei unterstellt er jedoch nur eine geringe Vorverformung von $W_1/a_x=1/1000$ und kommt folgerichtig zu dem Ergebnis, dass daraus resultierende Abminderung der Knittertragfähigkeit als vernachlässigbar bei ausreichender Materialgüte von Deckblech und Schaumkern angesehen werden kann. Da *Stamm/Witte* in zeitlicher Abfolge nach *Plantema* veröffentlichten, ist davon auszugehen, dass die für die Herleitung der Knittertragfähigkeit notwendigen Parameter, wie etwa die Haftfestigkeit des Schaumkerns am Deckblech, von *Stamm/Witte* bewusst so gewählt wurden, dass das selbe Endergebnis wie bei *Plantema* folgte. Dieser Verdacht wird insbesondere dadurch verstärkt, dass sich die kritischen Knitterspannungen zwischen *Stamm/Witte* und *Plantema* noch leicht unterscheiden ($\mu_{Plantema}=1,78$, $\mu_{Stamm/Witte}=1,82$ und $\chi_{Plantema}=0,85$, $\chi_{Stamm/Witte}=0,82$), die Tragspannung jedoch bei beiden gleich mit einem Vorfaktor von $\chi=0,5$ angegeben wird. Dennoch haben *Stamm/Witte* mit ihrer Herleitung gezeigt, dass der bereits zuvor bekannte Ansatz für die Knittertragfähigkeit sinnvolle Ergebnisse auf der sicheren Seite liefert. Dies wurde von *Burkhardt* in [8] anhand umfangreicher experimenteller Untersuchungen bestätigt. Der von *Stamm/Witte* gewählte Ansatz zur Berücksichtigung von Vorverformungen kann jedoch für das Knittern an Lasteinleitungsstellen nicht einfach übernommen werden, da das Stabilitätsversagen infolge Knitterns nicht als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung berücksichtigt wird.

Die Knittertragfähigkeit kann also, sowohl linear-elastisch (Gleichung (2.29)) als auch auf Traglastniveau (Gleichung (2.32)), rechnerisch erfasst werden. Von dem bisherigen Stand der Technik wird jedoch noch kein Ansatz zur rechnerischen Behandlung des Knitterversagens als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung gegeben. Dies hat zur Folge, dass die Knittertragfähigkeit nur für einen reinen Druckspannungszustand in einem ansonsten ungestörten Deckblech erfolgen kann. An Auflagerungsstellen – linienförmige Druckauflager oder auch punktuelle Auflager an Verschraubungen – kann die Knittertragfähigkeit daher nicht berechnet werden. Störungen infolge Lasteinwirkung senkrecht zur Deckblechebene haben jedoch einen mitunter großen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit. Durch zusätzliche Eindrückungen des Deckbleches in das Kernmaterial wird die Knittertragfähigkeit an diesen Stellen deutlich reduziert, vergleiche unter anderen *Lange/Berner* [31].

2.4.3 Normative Vorgaben zur Knittertragfähigkeit an Auflagerstellen

Die Knittertragfähigkeit kann mit den hier analytisch dargestellten Formeln teilweise nur deutlich auf der sicheren Seite bestimmt werden. Positive Effekte durch Deckblechprofilierungen bleiben unberücksichtigt und ungünstigen Effekte einer zusätzlichen Lasteinleitung im Zwischenstützenbereich werden nicht erfasst. Daher erfolgt die Verwendung von Sandwichelementen in Deutschland auf Grundlage von allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen beziehungsweise seit neuem auch auf Grundlage von allgemeinen europäischen Zulassungen. Im Rahmen dieser Zulassungen, die für jedes Sandwichelement herstellerspezifisch erteilt werden, wird die tatsächliche Knittertragfähigkeit experimentell bestimmt. Dazu wird ein Sandwichelement in einem Vierpunkt-Biegeversuch einer Biegebeanspruchung ausgesetzt. Die aufgebrachte Last wird dabei so lange gesteigert, bis das infolge Biegung druckbeanspruchte Deckblech durch Knittern versagt, siehe Bild 2.16.

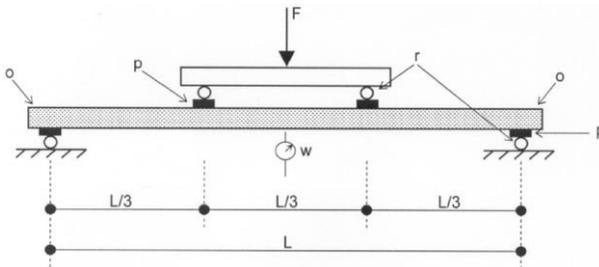


Bild 2.16: Vierpunkt-Biegeversuch zur Bestimmung der Knittertragfähigkeit

Berner hat in [4] und [5] Mitte der neunziger Jahre im Auftrag des Deutschen Institutes für Bautechnik die Grundlagen für die Verwendung von Sandwichelementen geschaffen. Dazu wurden unter anderem umfangreiche Untersuchungen zur Knittertragfähigkeit von Sandwichelementen im Zwischenstützenbereich, also an Stellen der punktuellen Lasteinleitung durch Schrauben oder der linienförmigen Lasteinleitung durch Linienauflagerungen, durchgeführt. Insgesamt wurden für die Linienlagerung nahezu hundert Versuche und für die punktuelle Auflagerung an Verschraubungen weitere dreißig Versuche durchgeführt. Diese Untersuchungen stellen für die baupraktische Anwendung noch heute die maßgebenden Reglementierungen dar. Im Ergebnis kommt *Berner* in [5] zu dem Schluss, dass eine pauschale Abminderung der Knittertragfähigkeit bei einer linienförmigen Auflagerung (Druckauflager) um 10% und bei einer punktuellen Auflagerung (Verschraubung bei Zugverankerung) um 20% auf der sicheren Seite angesetzt werden kann. Die pauschale Abminderung bei punktueller Auflagerung unterliegt zwar noch einer Einschränkung bezüglich der

Schraubenanzahl pro laufenden Meter, generell wird jedoch eine pauschale Abminderung vorgenommen ohne Berücksichtigung der Abstände der Verschraubungen oder der konkreten Auflagerbreite am Linienauflager.

2.4.4 Stand der Forschung zur Knittertragfähigkeit an Auflagerstellen

Da die Knittertragfähigkeit häufig bemessungsmaßgebend für das gesamte Sandwichelement wird, ist diese häufig Gegenstand von Forschungstätigkeit auf dem Gebiet der Sandwichtechnik. An dieser Stelle wird ein Überblick über eine Auswahl aktueller Forschungstätigkeit gegeben, die für die Fragestellung dieser Arbeit von Bedeutung ist.

Eine analytische Herleitung der Knittertragfähigkeit wird in [34] von *Meyer* vorgestellt. Die dazu berücksichtigte Verformung des belasteten Deckbleches wird für den federelastisch gelagerten Balken hergeleitet. Jedoch bietet *Meyer* keine Tragfähigkeitsformel oder ein Bemessungsverfahren unter Berücksichtigung einer zusätzlichen Lasteinleitung an. In [16] untersucht *Heselius* die Knittertragfähigkeit von Sandwichelementen unter besonderer Beachtung eines Mineralwolle-Sandwichkerns. Die Lasteinleitungsproblematik und deren Interaktion mit dem Knittern ist aber kein Bestandteil der Arbeit gewesen. Die Arbeit von *Heselius* unterscheidet sich von der hier angefertigten auch darin, dass hier ausschließlich PUR-Hartschaum als Kernmaterial für das Sandwichelement betrachtet wird.

Schulz hat in [45] versucht die Knittertragfähigkeit von Sandwichelementen an linienförmigen Auflagerungen durch den Bemessungsansatz nach *Stamm/Witte* für eine Vorverformung W_1 nach Gleichung (2.31) zu erfassen. Die grundlegende Idee von *Schulz* war, die lokale Verformung des Deckbleches infolge linienförmiger Lasteinleitung als Vorverformung W_1 in Gleichung (2.31) zu berücksichtigen, um damit reduzierte Knitterspannungen zu berechnen. Dabei wurde jedoch außer Acht gelassen, dass in diesem Ansatz eben nicht das Stabilitätsversagen des Deckbleches berücksichtigt wird, sondern ein Zugversagen des Schaumkerns. Des Weiteren nutzt *Schulz* für die Bestimmung der lokalen Eindrückung W_1 infolge Lasteinleitung die Steifigkeit c_w nach Gleichung (2.25). Diese Steifigkeit beruht jedoch auf dem sinusförmigen Verformungsansatz nach Gleichung (2.20), der für das ungestörte Knitterversagen zwar noch gilt, jedoch nicht mehr für die lokale Durchbiegung eines Deckbleches unter lokaler Lasteinwirkung. Dies wird in Kapitel 4.5.2.2 näher erläutert. Trotzdem stellen die Untersuchungen von *Schulz* [45] erste umfängliche Untersuchung der Knittertragfähigkeit bei gleichzeitiger Störung durch eine senkrecht zur Deckblechebene wirkende linienförmige Belastung dar. Die Versuchskörper, die *Schulz* für seine experimentellen Untersuchungen verwendete, wiesen jedoch teilweise massive Schwankungen und Schwächungen im Kernmaterial auf. Das Knitterversagen der Probekörper

trat bei diesen Versuchen tatsächlich durch ein Haftzugversagen des Deckbleches vom Schaumkern auf, siehe Bild 2.17. Aus diesem Grund hat *Schulz* eine Reduktion der Tragfähigkeiten berücksichtigt, die auf eine mangelnde Qualität der geprüften Sandwichelemente zurückzuführen ist. *Schulz* selbst führt entsprechende Abminderungen infolge mangelnder Schaumqualität ein.

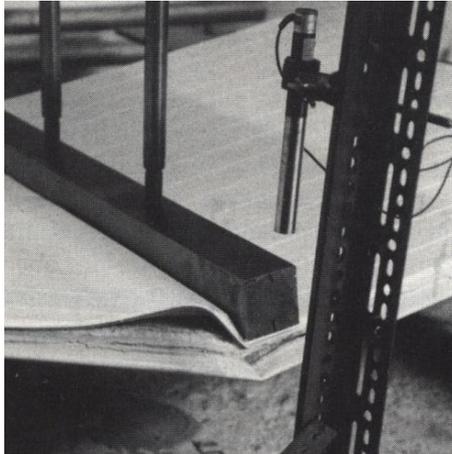


Bild 2.17: Knitterversagen der Deckbleche an der Lasteinleitungsstelle [45]

Da die Untersuchungen von *Schulz* bereits über zwei Jahrzehnte zurück liegen und in dieser Zeit wesentliche Fortschritte bei der Qualitätssicherung im Herstellungsprozess von Sandwichelementen gemacht wurden, ist dieser Abminderungsansatz für heutige Elemente kritisch zu hinterfragen. Das von *Schulz* beobachtete Knitterversagen mit delaminierenden Deckblechen wurde in den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen in keinem Fall festgestellt. Es lässt sich festhalten, dass für das Knitterversagen unter Berücksichtigung einer Lasteinleitung rechtwinklig zur Deckblechebene von *Schulz* keine schlüssige Lösung angeboten werden kann. Auch *Kasper* thematisiert in [22] die Problematik der Interaktion von punktueller Lasteinleitung und einem Knitterversagen. Dabei stellt er im Rahmen von Finite Element Berechnungen fest, dass die Knittertragfähigkeit in starkem Maße von der lokalen Lasteinleitung abhängt.

2.4.5 Fazit

Dass das Knitterversagen derzeit noch nicht ausreichend unter Berücksichtigung der ungünstig wirkenden Effekte aus lokaler Lasteinleitung rechnerisch bemessen werden kann, wird in dieser Arbeit zum Anlass für vertiefende Untersuchungen zum Knittern unter Berücksichtigung zusätzlicher Lasteinleitung genommen. Das

Ziel dieser Arbeit ist es eine akkurate mechanische Modellvorstellung des Knittertragverhaltens von Sandwichelementen unter Berücksichtigung zusätzlicher punktueller oder linienförmiger Lasteinleitung zu erhalten. Dazu soll das Knittern zunächst als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung erfasst werden. Um die bisher bewährte Vorgehensweise der Knittertragfähigkeit beizubehalten, wird die Knittertragfähigkeit nach *Stamm/Witte* [47] beziehungsweise *Plantema* [40] berücksichtigt. Kalibriert wird das in dieser Arbeit entwickelte Bemessungsverfahren sowohl an eigenen Versuchen auch an Versuchen von *Berner*, die in [5] dokumentiert wurden. Auf diese Weise soll auf Grundlage bewährter Nachweisverfahren der Sandwichtechnik eine Erweiterung der Bemessungskonzepte mit dem Schwerpunkt der lokalen Lasteinleitung erfolgen.

3 Experimentelle Untersuchungen

In diesem Kapitel werden die experimentellen Untersuchungen, die im Rahmen dieser Arbeit berücksichtigt werden, beschrieben. Die experimentell gewonnenen Erkenntnisse bilden die Grundlage zur Untersuchung des Tragverhaltens von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung. Zusätzlich können sie für die Kalibrierung der Finite Element Berechnungen und die Verifizierung des in dieser Arbeit entwickelten Bemessungsansatzes herangezogen werden.

Zunächst wird ein Überblick über die Zielsetzung der experimentellen Untersuchungen und den zugehörigen Lösungsweg gegeben. Zu Beginn werden die Verfahren zur Ermittlung der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften vorgestellt und diskutiert. Anschließend werden die experimentellen Untersuchungen zur punktuellen Lasteinleitung, zur linienförmigen Lasteinleitung und zur Interaktion mit einem Knitterversagen beschreiben. Nachdem jeweils das Versuchsprogramm, der Versuchsaufbau und die verwendete Messtechnik geschildert werden, werden die in den Versuchen gemachten Beobachtungen und die Versuchsergebnisse dargestellt. Zusammenfassend wird am Ende jedes Kapitels ein Fazit zu den wesentlichen Erkenntnissen der unterschiedlichen Versuchsreihen gezogen.

3.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Die in diesem Kapitel beschriebenen Versuche wurden größtenteils im Zuge zweier Forschungsprojekte am Lehrstuhl Stahlbau der Technischen Universität Dortmund durchgeführt. Die Versuche, die bereits in [53] und [54] veröffentlicht sind, werden in dieser Arbeit in einen Zusammenhang gebracht und mit dem Ziel der Entwicklung einer einheitlichen mechanischen Modellvorstellung ausgewertet. Zur punktuellen Lasteinleitung im Bereich von direkten Verankerungen wurden Versuche im Rahmen des Forschungsvorhabens *Innovative Verankerung von Sandwichelementen* und zur linienförmigen Lasteinleitung am Druckauflager wurden Versuche im Rahmen des Forschungsvorhabens *Optimierung der Auflagerung von Sandwichelementen* durchgeführt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden experimentelle Untersuchungen zur Interaktion von lokaler Lasteinleitung und globalem Bauteiltragverhalten durchgeführt, siehe Kapitel 3.5. Diese ergänzen die Betrachtung des ausschließlich lokalen Tragverhaltens der beiden zuvor genannten Forschungsprojekte und ermöglichen dadurch die Entwicklung eines umfänglichen Bemessungsansatzes für die lokale

Lasteinleitung unter Berücksichtigung der verschiedenen lokalen und globalen Versagensformen.

Die unterschiedlichen experimentellen Untersuchungen wurden je nach Fragestellung und Zielsetzung in verschiedene Versuchsreihen unterteilt. Insgesamt liegen dieser Arbeit sechs Versuchsreihen zugrunde.

Punktueller Lasteinleitung	Versuchsreihe 1:	Grundlagen lokale punktuelle Lasteinleitung
	Versuchsreihe 2:	Durchknöpffragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung
	Versuchsreihe 2R:	Durchknöpffragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung in Randlage
	Versuchsreihe 2E:	Durchknöpffragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung in Ecklage
	Versuchsreihe 3:	Vergleich Versuchsaufbauten und Verifikation der VR2
Linienförmige Lasteinleitung	Versuchsreihe 4:	Drucktragfähigkeit bei linienförmiger Lasteinleitung
	Versuchsreihe 4R:	Drucktragfähigkeit bei linienförmiger Lasteinleitung in Randlage
Interaktion Knittern	Versuchsreihe 5:	Interaktion punktuelle Lasteinleitung und Knitterversagen
	Versuchsreihe 6:	Interaktion linienförmige Lasteinleitung und Knitterversagen

Damit eine eindeutige Zuordnung der Versuchskörper möglich ist, werden diese in einer festen Systematik benannt, siehe Bild 3.1. Während die erste Zahl der Versuchskörperbezeichnung die Versuchsreihe angibt, gibt die zweite Zahl das verwendete Sandwichelement wieder. Ist diese Zahl identisch, handelt es sich um Elemente des selben Herstellers und der selben Produktionscharge. Beispielsweise stammen die Versuchskörper VK1.1a und VK2.1a aus identischen Sandwichelementen mit gleichen Materialeigenschaften, siehe Bild 3.1. Nach der Angabe des verwendeten Sandwichelementes folgt eine weitere Zusatzinformation, die entweder die Unterlegscheibe (VR1-3), die Stempelbreite (VR4, 6) oder die Anzahl der verwendeten Schrauben (VR5) wiedergibt.

VK	1.	1	a
„Versuchskörper“	Versuchsreihe	Sandwichtyp	Zusatzinfo

Bild 3.1: Systematik der Bezeichnung der Versuchskörper

Zusammen mit der durchgängigen Bezeichnung der Versuchsreihen bekommt jeder Probekörper eine eindeutige Bezeichnung aus der alle wesentlichen Informationen hervorgehen. Die zugehörigen Abmessungen und Materialeigenschaften können auf diese Weise eindeutig zugeordnet werden, eine entsprechende Zusammenstellung ist in Anhang A zu finden.

3.2 Ermittlung der Materialeigenschaften

Für die Durchführung der Versuche standen unterschiedliche Sandwichelemente verschiedener Hersteller zur Verfügung. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen, wurden die Geometrieparameter (Kernschichtdicke $d=60-120\text{mm}$ und Deckblechdicke $t=0,5-0,6\text{mm}$) gleich gehalten. Damit es möglich ist sich zunächst mit dem grundlegenden Tragverhalten der Sandwichelemente auseinander zu setzen, wurden ausschließlich Probekörper mit ebenen Deckblechen verwendet. Bei einigen Probekörpern, bei denen einseitig linierte Deckbleche vorhanden waren, wurden die Elemente so getestet, dass nur die ebenen Deckbleche untersucht wurden. Die untersuchten Deckbleche lagen an der Produktionsunterseite, so dass die Gefahr von Haftungsfehlern durch Lunker reduziert wurde. Als Kernmaterial wurde im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich ein Polyurethanhartschaum verwendet.

Da Sandwichelemente mit unterschiedlichen Materialeigenschaften für den Sandwichkern und die Deckbleche untersucht wurden, müssen die vorhandenen Materialeigenschaften zunächst ermittelt werden, um die Versuchsergebnisse vergleichen zu können. In diesem Kapitel werden die Verfahren zur Ermittlung der wesentlichen Werkstoffeigenschaften beschrieben. Da es sich um eine Vielzahl unterschiedlicher Kombinationen von Polyurethanhartschäumen und Stahldeckblechen handelt, wird an dieser Stelle auf eine Auflistung aller ermittelten Werte verzichtet und zunächst lediglich die Verfahren beschrieben. Die Zuordnung der jeweiligen Materialeigenschaften zu den untersuchten Probekörpern erfolgt bei der Beschreibung der jeweiligen Versuchsreihe, eine Zusammenstellung der Materialkennwerte ist in Anhang A zu finden.

Häufig wurden die Sandwichelemente als großflächige Elemente angeliefert. Die Probekörper mussten dann zunächst auf die jeweiligen Abmessungen zurecht

geschnitten werden. Dazu wurde eine Bandsäge verwendet, die es erlaubte ausreichend genaue Schnitte durchzuführen. Ein lokales Ablösen der Deckbleche an den Schnittkanten ist nicht eingetreten. Die werkmäßig vorhandenen Längsrandprofilierungen wurden ebenfalls von den Elementen abgetrennt, so dass die Probekörper gleichmäßige Ränder an allen Seiten aufwiesen. Die Vermessung der Sandwichelemente ergab nur vernachlässigbar geringe Abweichungen der Blech- beziehungsweise Kernschichtdicke, die in den folgenden Betrachtungen als unvermeidbare Schwankungen vernachlässigt werden können, so dass in den folgenden Berechnungen von den Nenndicken ausgegangen wird.

3.2.1 Druckfestigkeit des Polyurethanhartschaums

Die Ermittlung der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls von Probekörpern unter einer Druckbeanspruchung erfolgte auf Grundlage der *DIN EN 14509* [R12] in Übereinstimmung mit *DIN EN 826* [R4]. Dazu wurden dem Schaumkern quadratische Kuben entnommen mit den Abmessungen 100x100mm oder 50x50mm und der jeweils vorhandenen vollen Höhe des Schaumkerns (in diesem Falle also 100x100x120mm oder 50x50x60mm). Als Ergebnis dieser Untersuchungen wurde die Druckfestigkeit f_c [N/mm²] und der E-Modul E_c [N/mm²] ermittelt. Als Druckfestigkeit wird diejenige Spannung definiert, ab der ein Fließen des Materials festgestellt wird. Die Druckprobe lässt sich praktisch beliebig komprimieren, ohne die Möglichkeit der weiteren Laststeigerung zu verlieren. Eine Druckfestigkeit in dem Sinne einer maximal erreichbaren Tragfähigkeit, ab der eine weitere Steigerung der aufnehmbaren Beanspruchung nicht mehr möglich ist, ist nicht vorhanden, siehe Bild 3.2.

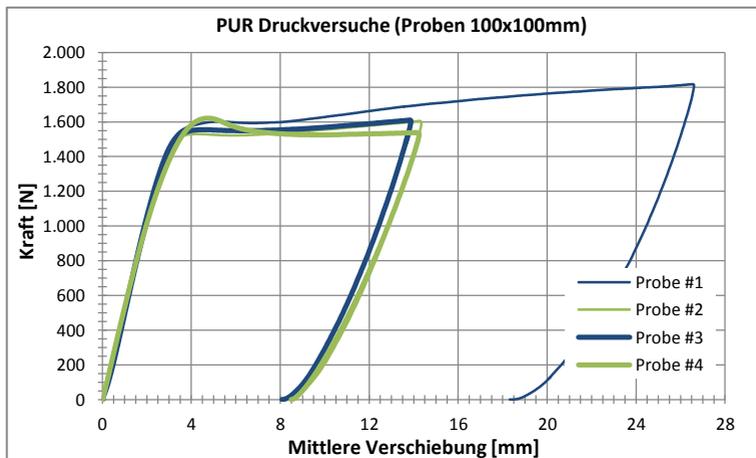


Bild 3.2: Last-Verformungs-Kurven bei Drucktragfähigkeitsversuchen (Probe #4 gedreht)

Wie in der Einleitung von Kapitel 2.1 bereits erläutert wurde, ist Polyurethanhartschaum ein prinzipiell nicht homogener sondern anisotroper Werkstoff. Häufig werden die inhomogenen und anisotropen Eigenschaften des Sandwichkerns jedoch bei der Betrachtung des makroskopischen Tragverhaltens von Sandwichelementen vernachlässigt, vergleiche beispielsweise *Stamm/Witte* [47]. Aus diesem Grund wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens [53] von *Ungermann/Lübke* Drucktragfähigkeitsversuche auch an Würfelproben mit gedrehter Belastungsrichtung durchgeführt. Der Schaumkern wurde also nicht in der Aufschäumrichtung beansprucht, sondern senkrecht dazu. Das Tragverhalten unterschied sich von den Proben mit senkrechter Beanspruchung kaum, wie in Bild 3.2 (Probe 4) zu erkennen ist. Auch wenn natürlich von diesem einen Versuche keine allgemeingültige Aussage ausgehen kann, bestätigt sich doch die Tendenz, dass die Anisotropie für das makroskopischen Tragverhalten vernachlässigt werden kann. Im Rahmen der numerischen Untersuchungen mit der Methode der Finiten Elemente wird diese Problematik nochmals aufgegriffen, siehe Kapitel 4.2.3.2.

3.2.2 Zugfestigkeit des Polyurethanhartschaums

Die Ermittlung der Zugfestigkeit und des zugehörigen Zug-E-Moduls erfolgte ebenfalls auf Grundlage der *DIN EN 14509* [R12] in Übereinstimmung mit *DIN EN 1607* [R5]. Die Zugtragfähigkeit ist, anders als die Drucktragfähigkeit, eindeutig festzustellen. So ist ein Überschreiten der maximal aufnehmbaren Zugbeanspruchung nicht möglich, da es bei Erreichen der Zugfestigkeit zu einem Zerreißen der Prüfkörpers kommt, wodurch eine weitere Lastaufnahme ausgeschlossen ist. Bis zum Erreichen der Zugtragfähigkeit zeigt die Probe ein linear-elastisches Verhalten mit konstanter Steifigkeit. Der so bestimmte Zug-E-Modul unterscheidet sich in der Regel in einem gewissen Maße vom Druck-E-Modul. Lässt sich der Spannungszustand in einem Sandwichelement nicht eindeutig zuordnen, wird der Mittelwert beider E-Moduli angesetzt. Da im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich Druckkräfte in das Sandwichelement eingeleitet werden, ist das Zugtragverhalten für die Betrachtungen in dieser Arbeit von untergeordneter Bedeutung. Als Elastizitätsmodul wird daher im Folgenden der Druck-E-Modul angesetzt.

3.2.3 Schubfestigkeit des Polyurethanhartschaums

Die experimentelle Ermittlung der Schubtragfähigkeit von Polyurethanhartschaum wird ebenfalls in *DIN EN 14509* [R12] geregelt. Betrachtet man jedoch frühere Forschungsarbeiten zum Beispiel von *Basu* [2] oder *Berner* [3], stellt man fest, dass alternative Versuchsaufbauten für die Durchführung von Scherversuchen durchaus möglich sind. Auffällig ist auch, dass – anders als bei der Ermittlung der

Druck- und Zugfestigkeit (vergleiche Kapitel 3.2.1 und 3.2.2) – die Ermittlung der Schubtragfähigkeit nach *DIN EN 14509 Kapitel A3 und A.4* [R12] grundlegend vom Ansatz der *DIN EN 12090* [R11] abweicht. In *DIN EN 12090* [R11] wird die Ermittlung der Materialeigenschaften von Polyurethanhartschaum als wärmedämmendem Baustoff geregelt, wobei die Verfahren der *DIN EN 12090* [R11], mit Ausnahme der Ermittlung des Schubmoduls, identisch sind zu den Vorgaben der *DIN EN 14509* [R12]. Die *DIN EN 12090* [R11] ist für Wärmdämmverbundsysteme anzuwenden, für die Dämmstoffe von Sandwichelementen ist eine Anwendung nicht ausgeschlossen. In Bild 3.3 sind die unterschiedlichen Versuchsaufbauten schematisch dargestellt.

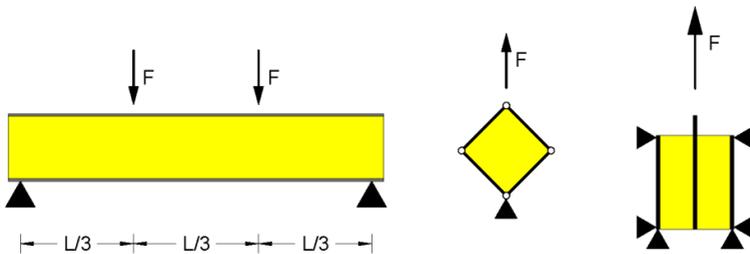


Bild 3.3: Unterschiedliche Versuchsaufbauten nach *DIN EN 14509*, Basu/Berner [2]/ [3] und *DIN EN 12090* (v.l.n.r.)

Da die Schubsteifigkeit und Schubtragfähigkeit von wesentlicher Bedeutung für die Modellbildung im Rahmen der numerischen Analyse und die Bestimmung der Knittertragfähigkeit in Kapitel 7 sind, wurden eigene Untersuchungen zum Einfluss des Versuchsaufbaus auf die ermittelten Materialeigenschaften durchgeführt. Dazu wurden Schubsteifigkeiten und Schubtragfähigkeiten auf Grundlage der drei verschiedenen Verfahren, siehe Bild 3.3, von *Konermann* experimentell ermittelt. Eine detaillierte Beschreibung der durchgeführten Versuche ist in [27] zu finden.

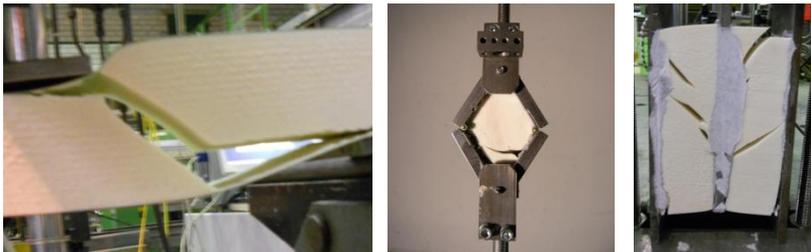


Bild 3.4: Schubversagen der unterschiedlichen Probekörper [27]

Obwohl ein Versagen der Probekörper jeweils infolge einer Schubbeanspruchung unter Erscheinung von Schubrisen eingetreten ist, vergleiche Bild 3.4, verhielten sich die Probekörper je nach Versuchsaufbau unterschiedlich. Dementsprechend weichen auch die ermittelten Steifigkeits- und Festigkeitswerte voneinander ab. Wie in Bild 3.5 zu sehen ist, zeigen die Last-Verformungs-Kurven unterschiedliche Steifigkeiten und Tragfähigkeiten, wobei Streuungen durch Versuchswiederholungen abgesichert wurden.

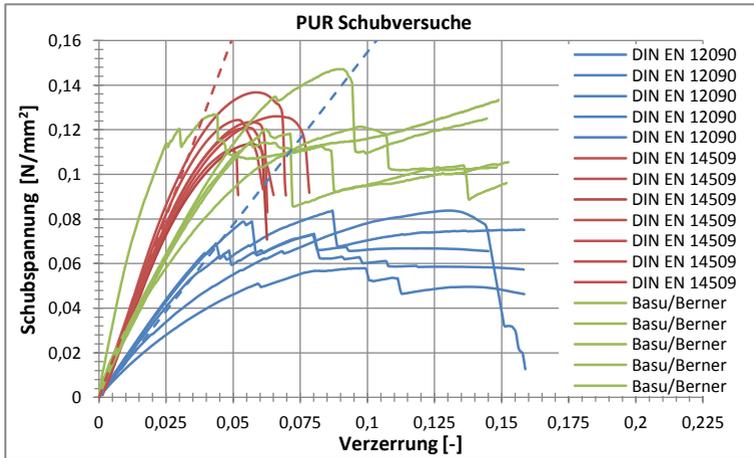


Bild 3.5: Last-Verformungs-Kurven von Schubversuchen mit unterschiedlichen Auswertemethoden

Die Auszugversuche nach *DIN EN 12090* weisen die geringste Steifigkeit und Festigkeit auf, damit bestätigen sich Ergebnisse von *Jungbluth* [20]. Dagegen sind Steifigkeit und Festigkeit nach *DIN EN 14509* am Ersatzbalken und nach *Basu* [2] / *Berner* [3] am beanspruchten Würfelausschnitt deutlich größer. Ein Grund dafür ist, dass die Scherbeanspruchung am Auszugversuch nach *DIN EN 12090* senkrecht zur Dickenrichtung des Schaumkerns, also senkrecht zur Aufschäumrichtung erfolgt. Am Ersatzträgerversuch erfolgt die Aufbringung der Scherbeanspruchung parallel zur Aufschäumrichtung, wo der Schaumkern eine höhere Steifigkeit besitzt. Beim Würfelversuch erfolgt die Lasteinleitung aufgrund der Verklebung des Testkörpers mit den Lasteinleitungsblechen umlaufend. Zusätzlich auftretende Druckspannungen infolge des sich stauchenden Würfels wirken hierbei versteifend. Da dieser Versuchsaufbau handwerklich besonders umständlich und fehleranfällig herzustellen ist, ist die Streuung dieser Versuche vergleichsweise groß. Dieser Versuchsaufbau wurde daher im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter verwendet.

Der Versuchsaufbau am Ersatzträger nach *DIN EN 14509* impliziert die Verwendung eines gesamten Sandwichelementes inklusive der Deckbleche. Die Schubtragfähigkeit der Deckbleche wird im Allgemeinen als vernachlässigbar gering angesehen, da die Dicke der Bleche äußerst klein ist. Trotzdem ist ein gewisser Einfluss vorhanden. Für die Bemessung eines Sandwichelementes als Verbundbauteil ist dies nicht problematisch und legitim. Bei der Berücksichtigung der reinen PUR-Materialeigenschaften, beispielsweise im Rahmen einer Finite Element Analyse, müssen die Werte jedoch für das modellierte Material selbst angegeben werden. Zusätzlich zeigte sich, dass es beim Ersatzträgerversuche teilweise zu einem Knitterversagen des oberen Deckbleches anstatt eines Schubbruches der Kernschicht gekommen ist. Reduziert man aber die Spannweite des Ersatzbalkens, um die Druckspannungen im oberen Deckblech zu reduzieren, ist es nicht auszuschließen, dass sich im Probekörper ein Druckbogen ausbildet, der anstatt der eigentlich beabsichtigten Schubtragwirkung den Lastabtrag übernimmt, siehe auch *Meyer* [34].

Da beim Auszugversuch der Spannungsverlauf eindeutig nachvollziehbar ist und weil bei den komplexen Spannungszuständen bei der lokalen Lasteinleitung nicht von vorneherein klar ist, wie die Schubspannungen zur Richtung des Aufschäumprozesses wirken, werden im Rahmen dieser Arbeit die Schubsteifigkeit und Schubtragfähigkeit mit den Auszugversuchen nach *DIN EN 12090* [R11] ermittelt.

3.2.4 Zugfestigkeit des Stahldeckbleches

Die Zugfestigkeit des Stahldeckbleches wurde gemäß *DIN EN 10002* Teil 1 [R10] bestimmt. Aufgrund der geringen Deckblechdicke war es notwendig die Zugproben mittels Laserschneidtechnik herzustellen. Die Durchführung und Auswertung der Versuche erfolgte nach *DIN EN 10002* Teil 1 [R10]. Auffällig war dabei, dass bei einigen Materialproben nur geringe Abweichungen zwischen der Fließgrenze f_y und der Bruchfestigkeit f_u des Materials vorhanden war. Dieses Tragverhalten wird bei dünnwandigen, bandverzinkten und aufgerollten Stahlblechen häufig beobachtet. Vor Erreichen der Bruchfestigkeit f_u wiesen die Probekörper jedoch alle ein ausgeprägtes Fließplateau auf. Die Anwendung der technischen Streckgrenze war nicht notwendig, da der Übergang von linear-elastischem zu plastischem Tragverhalten durch eine deutlich erkennbare Streckgrenze f_y eindeutig festzustellen war.

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

Die an dieser Stelle beschriebenen experimentellen Untersuchungen sind im Rahmen des Forschungsvorhabens *Innovative Verankerung von Sandwichelementen* durchgeführt worden. Eine umfassende Zusammenstellung der Versuchsergebnisse ist in [53] zu finden.

3.3.1 Zielsetzung

Das lokale Tragverhalten von Sandwichelementen ist an Stellen der punktuellen Lasteinleitung, wie diese zum Beispiel an direkten Verankerungen auftreten, von *Ungermann/Lübke* [53] systematisch untersucht worden. Dazu wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens [53] umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die an dieser Stelle beschrieben werden. Die durchgeführten Versuche werden auch zur Kalibrierung einer Finite Element Analyse und zur Verifizierung des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Bemessungsansatzes herangezogen.

Durch die Verwendung von Dehnmessstreifen sowie Kraft- und Wegmesstechnik wird zunächst das grundlegende Tragverhalten von Sandwichelementen unter besonderer Berücksichtigung der Verbundtragwirkung von Deckblech und Schaumkern untersucht. Aufbauend auf den Ergebnissen aus [53] kann damit der derzeitige Stand der Technik zur Verankerung von Sandwichelementen erweitert werden mit dem Ziel die derzeitige Bemessungspraxis durch die Entwicklung eines mechanisch basierten Bemessungsmodells zu verbessern.

3.3.2 Versuchsprogramm und Versuchskörper

3.3.2.1 Versuchsprogramm der Versuchsreihen 1 bis 3

Das Versuchsprogramm zur punktuellen Lasteinleitung unterteilt sich im Wesentlichen in drei Versuchsreihen, die jeweils unterschiedliche, im Folgenden näher beschriebene, Fragestellungen beantworten.

- Versuchsreihe 1: Grundlagen des Tragverhaltens
- Versuchsreihe 2: Durchknöpfen einer direkten Verankerung (mittige Lasteinleitung)
 - Versuchsreihe 2R: Durchknöpfen bei randnaher Lasteinleitung
 - Versuchsreihe 2E: Durchknöpfen bei ecknaher Lasteinleitung
- Versuchsreihe 3: Verifikation durch Vergleich verschiedener Versuchsaufbauten

In Versuchsreihe 1 werden großformatige Sandwichelemente mittig punktuell beansprucht. Die Fragestellung die in dieser Versuchsreihe verfolgt wurde, war inwiefern die wesentlichen Geometrieparameter eines Sandwichelementes (Deckblechdicke t und Schaumkerndicke d) das Tragverhalten und das Versagen beeinflussen. Eine Übersicht über das Versuchsprogramm ist in Tabelle 3.1 gegeben.

Tabelle 3.1: Versuchsprogramm zur punktuellen Lasteinleitung Versuchsreihe 1 [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_v	f_u	f_c	E_c	d_w [mm]
				[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	
1.1	925	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22
1.2	925	60	0,60	368,3	431,5	0,14	6,0	22
1.3	925	120	0,50	417,2	417,2	0,17	4,5	22
1.4	925	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	22

Aufbauend auf den Erkenntnissen der ersten Versuchsreihe wurden in Versuchsreihe 2 weitere Untersuchungen an direkten Verbindungen kleinformiger Probekörper durchgeführt. Neben den Parametern des Sandwichelementes wurde der Einfluss des Verbindungsmittels (Unterlegscheibendurchmesser d_w) auf das Durchknöpfversagen betrachtet. Dabei werden drei unterschiedliche Unterlegscheibendurchmesser (16, 19 und 22mm) getestet. Kleinere Unterlegscheibendurchmesser als 16mm sind zwar auf dem Markt verfügbar, werden aber eher selten eingesetzt. Größere Unterlegscheibendurchmesser, in diesem Falle 28mm, sind ebenfalls einsetzbar. In [44] haben *Saal/Misiek* jedoch gezeigt, dass das Tragverhalten dieser Unterlegscheiben nicht vergleichbar mit den sonst üblichen kleineren Unterlegscheiben ist, weshalb im Rahmen dieser Arbeit der größte betrachtete Unterlegscheibendurchmesser bei $d_w=22\text{mm}$ liegt. Das Versuchsprogramm zur mittigen Lasteinleitung auf den Probekörpern ist in Tabelle 3.2 zu finden.

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

Tabelle 3.2: Versuchsprogramm zur punktuellen Lasteinleitung Versuchsreihe 2 [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]
2.1a	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22
2.1b	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	19
2.1c	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	16
2.2a	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	22
2.2b	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	19
2.2c	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	16
2.3a	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	22
2.3b	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	19
2.3c	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	16
2.4a	450	60	0,5	417,2	417,2	0,17	6,0	22
2.4b	450	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	19
2.4c	450	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	16
2.5a	450	100	0,65	417,2	417,2	0,23	7,2	22
2.5b	450	100	0,65	417,2	417,2	0,23	7,2	19
2.5c	450	100	0,65	417,2	417,2	0,23	7,2	16

Die Lasteinleitung wurde in der Versuchsreihe 2 sowohl mittig als auch in Rand- oder Ecklage aufgebracht, so dass der Randeinfluss ebenfalls betrachtet werden kann. Die entsprechenden Versuchsprogramme zur Lasteinleitung am Rand und in Ecklage sind in Tabelle 3.3 und Tabelle 3.4 zu finden. Dabei wurden die Randabstände 25, 50 und 75mm untersucht, wobei ein Randabstand von 50mm standardmäßig als Mindestrandabstand in den bauaufsichtlichen Zulassungen von Sandwichelementen angegeben ist, vergleiche zum Beispiel Z10.4-345 [R1].

Tabelle 3.3: Versuchsprogramm zur punktuellen randnahen Lasteinleitung Versuchsreihe 2R [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]	e_r [mm]
2R.1a-25/50/75	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22	25/50/75
2R.1b-25/50/75	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	19	25/50/75
2R.1c-25/50/75	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	16	25/50/75
2R.2a-25/50/75	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	22	25/50/75
2R.2b-25/50/75	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	19	25/50/75
2R.2c-25/50/75	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	16	25/50/75
2R.3a-25/50/75	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	22	25/50/75
2R.3b-25/50/75	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	19	25/50/75
2R.3c-25/50/75	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	16	25/50/75
2R.4a-25/50/75	450	60	0,5	417,2	417,2	0,17	6,0	22	25/50/75
2R.4b-25/50/75	450	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	19	25/50/75
2R.4c-25/50/75	450	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	16	25/50/75

Tabelle 3.4: Versuchsprogramm zur punktuellen ecknahen Lasteinleitung
Versuchsreihe 2E [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]	e_r [mm]
2E.1a-25/50/75	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22	25/50/75
2E.1b-25/50/75	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	19	25/50/75
2E.1c-25/50/75	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	16	25/50/75
2E.2a-25/50/75	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	22	25/50/75
2E.2b-25/50/75	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	19	25/50/75
2E.2c-25/50/75	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	16	25/50/75
2E.3a-25/50/75	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	22	25/50/75
2E.3b-25/50/75	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	19	25/50/75
2E.3c-25/50/75	450	120	0,5	417,2	417,2	0,14	4,5	16	25/50/75
2E.4a-25/50/75	450	60	0,5	417,2	417,2	0,17	6,0	22	25/50/75
2E.4b-25/50/75	450	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	19	25/50/75
2E.4c-25/50/75	450	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	16	25/50/75

In Ergänzung zur Betrachtung von baupraktisch vorhandenen Verbindungsmitteln wurde der Frage nachgegangen, welchen Einfluss die Blechdicke t_w der verwendeten Unterlegscheibe auf die Tragfähigkeit hat. Ebenso stellte sich die Frage, ob die Größe des Bohrlochdurchmessers \varnothing_w bei den hier verwendeten nicht selbst bohrenden Schrauben die Durchknöpffragfähigkeit beeinflusst. Dementsprechend wurden zwei Sonderversuchsreihen in Anlehnung an Versuchsreihe 2 mit mittiger Lasteinleitung durchgeführt, siehe Tabelle 3.5 und Tabelle 3.6.

Tabelle 3.5: Versuchsprogramm zur punktuellen Lasteinleitung Versuchsreihe 2
Sonderversuche Unterlegscheibendicke t_w [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]	t_w [mm]
2.8a	450	120	0,50	365,7	422,5	0,13	2,6	22	1,0
2.8a-t1,5	450	120	0,50	365,7	422,5	0,13	2,6	22	1,5
2.8a-t2,0	450	120	0,50	365,7	422,5	0,13	2,6	22	2,0
2.8a-t3,0	450	120	0,50	365,7	422,5	0,13	2,6	22	3,0

Tabelle 3.6: Versuchsprogramm zur punktuellen Lasteinleitung Versuchsreihe 2
Sonderversuche Bohrlochdurchmesser \varnothing_w [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]	\varnothing_w [mm]
2.3a	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22	5,7
2.3a-s8	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22	8,0
2.3a-s10	450	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	22	10,0
2.3a-s12	450	60	0,60	368,3	431,5	0,17	6,0	22	12,0

In der dritten Versuchsreihe wurde der alternative Versuchsaufbau zur experimentellen Bestimmung der Durchknöpffragfähigkeit nach

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

ECCS Recommendation 127 [R15] untersucht und mit den Ergebnissen der vorherigen Versuchsreihen verglichen, siehe Tabelle 3.7.

Tabelle 3.7: Versuchsprogramm zur punktuellen Lasteinleitung Versuchsreihe 3 [53]

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]	L [mm]
3.1c	300	120	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	16	800
3.2c	300	60	0,60	368,3	431,5	0,14	4,5	16	800
3.3c	300	120	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	16	800
3.4c	300	60	0,50	417,2	417,2	0,17	6,0	16	800

Zur Berücksichtigung unvermeidbarer Streuungen der Versuchsergebnisse werden die Versuche der Versuchsreihe 2, Tabelle 3.2, mehrfach durchgeführt. Die einzelnen Versuche werden dabei bis zu zwei Mal wiederholt. Als Traglast wird der Mittelwert über alle gemessenen Ergebnisse angesetzt. Um die Anzahl der durchzuführenden Versuche sinnvoll zu begrenzen, wurde bei sehr guten Übereinstimmungen des ersten Wiederholungsversuchs mit dem Ursprungswert (Abweichungen kleiner 10%) auf eine zweite Wiederholung des Versuches verzichtet. Die übrigen Versuche wurden einfach durchgeführt. Durch die große Anzahl der insgesamt über alle Versuchsreihen durchgeführten Versuche, lassen sich auch die Einzelergebnisse im Kontext der übrigen Versuche abschätzen und extreme Ausreißer vermeiden.

3.3.2.2 Versuchskörper

In den Versuchsreihen 1 und 2 werden die vorhandenen Sandwichelemente auf quadratische Probekörper zurecht geschnitten. Die Abmessungen der Probekörper der Versuchsreihe 2 wurden auf Grundlage der Ergebnisse der Versuchsreihe 1 von 925x925mm auf 450x450mm reduziert. Die einzelnen Abmessungen sind den Darstellungen in Bild 3.12 bis Bild 3.15 zu entnehmen. In Versuchsreihe 3 wurden rechteckige Probekörper als Einfeldträger getestet. Die Länge der Probekörper betrug dabei 900mm, wodurch eine Spannweite von 800mm zuzüglich eines Auflagerüberstandes von 50mm erreicht wurde.

Zur Simulation der direkten Verbindung in den Versuchsreihen 2 und 3 wurden gewindefurchende Schrauben aus nichtrostendem Stahl nach *DIN EN 10088* (Werkstoff Nr. 1.4301) mit Zapfen nach allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung *Z14.4-407* [R2] (JZ3 6,3x200) verwendet, siehe Bild 3.6. Für die am Schaftquerschnitt 6,3mm breiten und 200mm langen Schrauben wurden die Sandwichelemente mit einem Durchmesser von 5,7mm vorgebohrt. Die Länge des Gewindes betrug 65mm ab Schraubenspitze, so dass mit einer Schaftlänge von 135mm ab Unterkante des Schraubenkopfes sichergestellt wurde, dass sich das

Gewinde der Schrauben auch bei den 120mm dicken Sandwichelementen nicht im unteren, eigentlich unbeanspruchten, Deckblech verankert.



Bild 3.6: Probekörper Versuchsreihen 1 bis 3 [53]

Die Lasteinleitung von der Schraube in das Sandwichelement erfolgt also ausschließlich durch die Kontaktpressung des Schraubenkopfes und der daran befindlichen Unterlegscheibe an das äußere Deckblech des Sandwichelementes. Die verwendeten Unterlegscheiben sind ein unverzichtbarer Bestandteil der Schraubverbindung und im Rahmen der entsprechenden allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z14.4-407 [R2] geregelt. Es handelt sich dabei ebenfalls um nichtrostenden Stahl nach *DIN EN 10088* (Werkstoff Nr. 1.4301). Die hier verwendeten Unterlegscheiben verfügen über einen Durchmesser d_w von 16, 19 und 22mm. Die Blechdicke der Unterlegscheiben beträgt 1,5mm bei 22mm Durchmesser und 1,0mm bei 16mm und 19mm Durchmesser. Die Unterlegscheibe sind um etwa 1mm konvex geformt. Um eine ausreichende Dichtigkeit des Bohrloches herzustellen, ist an der Unterseite der Unterlegscheibe eine 2mm dicke Ethylen-Propylen-Dien-Monomer (kurz EPDM) Schicht aufvulkanisiert, die auch einen Einfluss auf die Lastübertragung auf das Sandwichelement hat.

3.3.3 Versuchsaufbau und Messtechnik

3.3.3.1 Statisches System, Lagerung und Lasteinleitung

Die Entwicklung eines Versuchsaufbaus zur ausschließlichen Betrachtung des reinen lokalen Tragverhaltens ohne Beeinflussung durch globale Bauteiltrageeffekte, war Gegenstand erster Voruntersuchungen. Der einzige als Stand der Technik zu betrachtende geregelte Versuchsaufbau zur Bestimmung der lokalen Tragfähigkeit von Sandwichelementen bei punktueller Lasteinleitung ist in

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

der *ECCS Recommendation 127* [R15] vorgegeben. Demnach ist der Sandwichprüfkörper als Einfeldträger einachsig zu spannen und mittig mit einer Einzellast durch eine Schraube mit Unterlegscheibe zu beanspruchen. Bei diesem Versuchsaufbau wird das Sandwichelement jedoch auch global als Ersatzbalken auf Biegung und Querkraft beansprucht. Eigene Voruntersuchungen sowie vergleichbare Versuche von *Saal/Misiek* [44] zeigen, dass die Probekörper dabei auch außerhalb der Lasteinleitungsstelle versagen können, zum Beispiel infolge Knitterns des biegedruckbeanspruchten Deckbleches oder infolge Schubversagens der Kernschicht. Daher wurde für die Versuchsreihen 1 und 2 ein modifizierter Versuchsaufbau entwickelt, bei dem die Punktlast ausschließlich lokale Reaktionen des Sandwichelementes hervorruft. Die Probekörper wurden dazu auf der unbeanspruchten Seite des Sandwichelementes vollflächig auf einer steifen und ebenen Unterlage aufgelegt. Das gegenüberliegende Deckblech wurde dann punktuell durch die Schraubverbindung lokal beansprucht, ohne dass das Sandwichelement zusätzlich einem globalen Lastabtrag unterworfen wurde, siehe Bild 3.7.

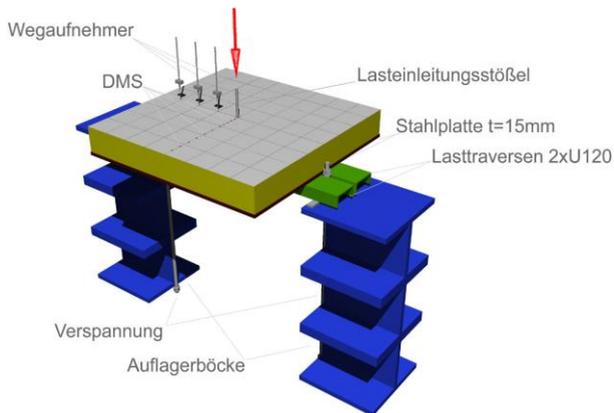


Bild 3.7: Versuchsaufbau Versuchsreihe 1 [53]

In Versuchsreihe 1 wurde die äußere Last direkt auf eine auf dem Deckblech liegende Unterlegscheibe mit Durchmesser $d_w=22\text{mm}$ aufgebracht. Dazu musste das Sandwichelement nicht vorgebohrt werden. Erst in Versuchsreihe 2 wurde der Probekörper durchbohrt und analog einer direkten Befestigung belastet, siehe Bild 3.8.

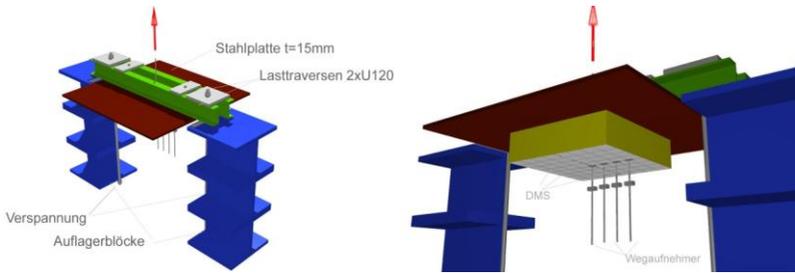


Bild 3.8: Versuchsaufbau Versuchsreihe 2 [53]

Dabei wurde die Schraube am Gewindegang gefasst und durch eine gelenkige Pendelstabkonstruktion mit der hydraulischen Prüfanlage so verbunden, dass eine zwängungsfreie Zugkraftübertragung ermöglicht wurde, siehe Bild 3.9.

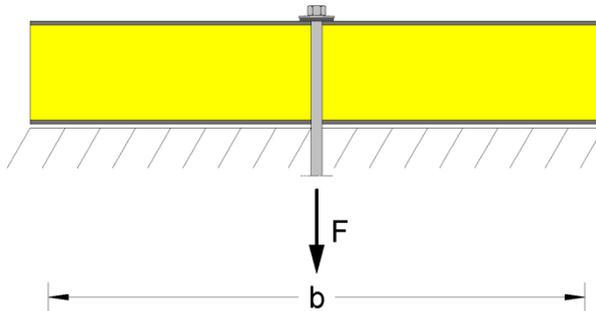


Bild 3.9: Vollflächig gelagerter Versuchsaufbau der Versuchsreihe 2, vergleiche auch [53]

In beiden Versuchsreihen 1 und 2 konnte das Eintreten des hier zu untersuchende Durchknöpfversagens sicher gestellt werden. Denn mit diesem Versuchsaufbau kann das lokale Tragverhalten von Sandwichelementen losgelöst von überlagernden Biegeeffekten im Detail untersucht werden.

Versuchsreihe 3 wurde dagegen nach *ECCS Recommendation 127* [R15] durchgeführt, siehe Bild 3.10. Auf Grundlage der Erkenntnisse der vorherigen beiden Versuchsreihen 1 und 2 wurde die Breite des Probekörpers auf 300mm festgelegt. Bei dieser Breite ist noch von einem balkenartigen Tragverhalten auszugehen.

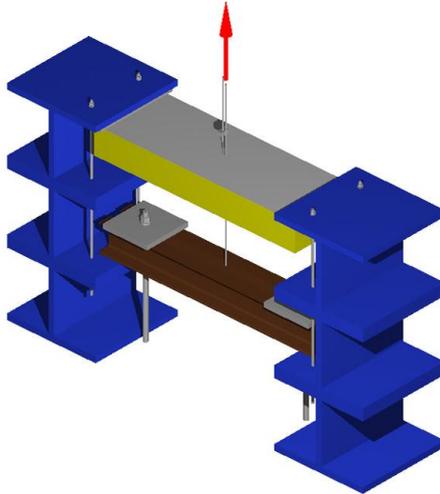


Bild 3.10: Versuchsaufbau Versuchsreihe 3 [53]

Eine Verbreiterung des Probekörpers wäre zwar ohne Weiteres möglich gewesen, hätte aber zur Folge gehabt, dass sich das Sandwichelement plattenartig verhält, vergleiche auch [53]. Die Spannweite L betrug 800mm, was dem Minimalwert nach [R15] entspricht. Der Überstand an beiden Seiten betrug jeweils 50mm. Die Lasteinleitung erfolgte analog zu Versuchsreihe 2 über die verwendete Schraube.

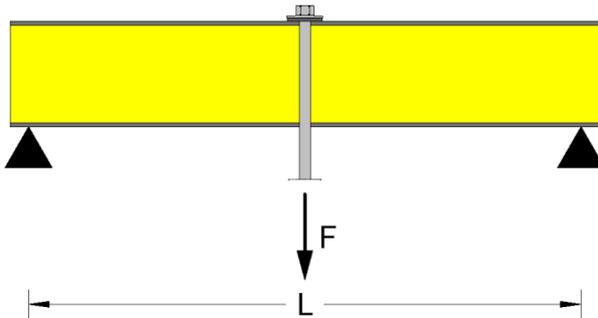


Bild 3.11: Versuchsaufbau der Versuchsreihe 3 [53]

Eine weitergehende detaillierte Beschreibung der versuchstechnischen Realisierung der Lagerungs- und Lasteinleitungsstrukturen ist in [53] zu finden.

3.3.3.2 Messtechnik

In allen drei Versuchsreihen wurden sowohl die aufgebrachtten Kräfte mit den zugehörigen Verformungen als auch die Dehnungen und damit die Spannungen im Deckblech gemessen. Je nach Versuchsaufbau und Zielsetzung der einzelnen Versuchsreihen wurden entsprechende Messungen durchgeführt.

In Versuchsreihe 1 wurde die aufgebrachtte Kraft durch eine externe Kraftmessdose gemessen. Die Verformung des Deckbleches wurde über externe induktive Wegaufnehmer in den $\frac{1}{8}$ Punkten der Prüfkörperbreite ermittelt. Zur Bestimmung des Spannungszustandes wurden auf dem Deckblech einaxiale Dehnungsmessstreifen mit unterschiedlichen Orientierungen appliziert. In definierten Abständen wurden die Dehnungsmessstreifen in zur Lasteinleitung radialer beziehungsweise tangentialer Richtung aufgebracht. Zusätzlich werden einige radiale und tangentiale Dehnungsmessstreifen um einen Winkel von 45° versetzt auf dem Deckblech appliziert. Dadurch soll ein um die Lasteinleitung herum radial-symmetrisch verteilter Spannungszustand nachgewiesen werden, siehe Bild 3.12.

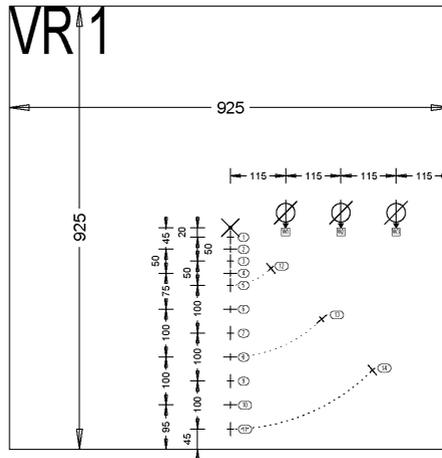


Bild 3.12: Anordnung Dehnungsmessstreifen und Wegaufnehmer Versuchsreihe 1 [53]

Generell wäre auch die Verwendung von Dehnungsmessstreifen-Rosetten mit triaxialer Dehnungsmessung denkbar gewesen. Da sich diese Dehnungsmessstreifen jedoch empfindlich gegenüber den vergleichsweise großen senkrechten Verformungen der Deckbleche verhalten, wurde auf konventionelle aber solide Messtechnik zurückgegriffen.

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

In Versuchsreihe 2 wurden erneut bis zu zehn Dehnungsmessstreifen radial und tangential zur Lasteinleitung appliziert. Auch wurde die Verformung des Deckbleches in den $\frac{1}{8}$ Punkten der Prüfkörperbreite gemessen. Die Verformung an der Lasteinleitungsstelle wurde durch induktive Wegaufnehmer direkt auf dem Schraubenkopf gemessen. Die Deformation der Unterlegscheibe und der EPDM Schicht wurden auf diese Weise zwar ebenfalls gemessen, es ist jedoch möglich diese in ihrer Größenordnung abzuschätzen. Aufgrund der Vielzahl an durchgeführten Versuchen und des Aufwandes, mit dem die Messtechnik vorbereitet werden muss, konnte im Laufe der Versuchsreihen die Anzahl an Dehnungsmessstreifen sinnvoll reduziert werden. Die entsprechenden Versuchskörper sind in der Auswertung kenntlich gemacht. Eine Übersicht über die Applizierungsstellen der Dehnungsmessstreifen und der Wegaufnehmer für die Versuchsreihe 2 ist in Bild 3.13 gegeben.

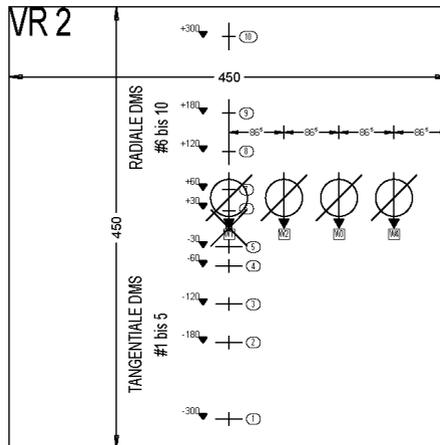


Bild 3.13: Anordnung Dehnungsmessstreifen und Wegaufnehmer Versuchsreihe 2 [53]

Im Rahmen der zweiten Versuchsreihe wurden auch Versuche mit einer Lasteinleitung in Rand- und Ecklage durchgeführt. Abhängig vom Abstand der Lasteinleitung zum freien Rand e_r , wurden in dieser Versuchsreihe an den Versuchskörpern 2R.1 ($t=0,6\text{mm}/d=120\text{mm}$) und 2E.1 Dehnungsmessstreifen nach Bild 3.14 angeordnet. Dabei wurde wieder der radiale und tangential Spannungszustand parallel und senkrecht zum freien Rand bestimmt. Auf diese Weise kann eine Aussage darüber getroffen werden, wie der Spannungszustand durch die Ränder beeinflusst wird und wie sich die Spannungsverteilung um die Lasteinleitung herum einstellt. Die Verformungen wurden erneut am Schraubenkopf gemessen.

3.3.4.1 Versuchsreihe 1

Infolge punktueller Lasteinleitung drückte sich das Deckblech trichterförmig in den Schaumkern ein. Die Messungen des Verzerrungszustandes auf dem Deckblech über Dehnungsmessstreifen bestätigte einen radial-symmetrisch um die Lasteinleitung herum verteilten Spannungszustand, in dem sich radiale Längsspannungen und tangential Umfangsspannungen ausbilden.

Bei einer Belastung von ca. 1,2kN ist es zu einem Umschlagen der konvex geformten Unterlegscheibe in eine konkave Form gekommen. Dieses Verhalten wird sich auch in den weiteren Versuchsreihen zeigen. Nach dem Umschlagen der Unterlegscheibe schmiegte sich diese regelrecht an das verformte Deckblech an, wodurch eine gleichmäßige Lasteinleitung in das Deckblech erfolgte. Das Versagen des Probekörpers trat durch ein sternförmiges Aufreißen des Deckbleches mit anschließendem Durchknöpfen der Unterlegscheibe durch das lokal belastete Deckblech ein. Eine weitere Lastaufnahme war nach Erreichen dieser Durchknöpftragfähigkeit nicht mehr möglich. Eine Zusammenstellung der ermittelten Traglasten und zugehörigen lokalen Verformungen ist in Tabelle 3.8 zu finden.

Tabelle 3.8: Ergebnisse Versuchsreihe 1 [53]

VK #	d [mm]	t [mm]	E_c [N/mm ²]	$F_{p,test}$ [kN]	$w_{0,test}$ [mm]
1.1	120	0,60	4,5	9,89	28,16
1.2	60	0,60	6,0	9,80	25,91
1.3	120	0,50	4,5	8,10	26,67
1.4	60	0,50	6,0	7,80	24,31

Die Messung der Verzerrungen auf dem Deckblech zeigen, dass die Spannungen ab einer Entfernung von ca. 150 bis 200mm zur Lasteinleitungsstelle hin auf quasi null abfallen. Dies wird in der folgenden Versuchsreihe 2 genutzt, um die Probekörperabmessungen auf ein sinnvolles Maß zu begrenzen.

Da in dieser ersten Versuchsreihe das Tragverhalten des Sandwichelementes zunächst ohne Berücksichtigung einer Lochschwächung untersucht wurde, lassen sich noch keine Aussagen zur baupraktisch relevanten Durchknöpftragfähigkeit machen. Das grundlegende Tragverhalten eines Sandwichelementes unter punktueller Lasteinleitung konnte aber bestimmt und der Einfluss maßgebender Parameter untersucht werden.

So zeigte sich, dass die Durchknöpftragfähigkeit eines Elementes quasi linear abhängig ist von der Blechdicke t des versagenden Deckbleches. In Gleichung (3.1)

ist die Proportionalität der Deckblechdicke und der erzielten Durchknöpfragfähigkeit dargestellt.

$$\left(\frac{0,6\text{mm}}{0,5\text{mm}} = 1,20 \right) \cong \underbrace{\left(\frac{9,89\text{kN}}{8,10\text{kN}} = 1,22 \right)}_{d=120\text{mm}} \cong \underbrace{\left(\frac{9,80\text{kN}}{7,80\text{kN}} = 1,25 \right)}_{d=60\text{mm}} \quad (3.1)$$

Im Gegensatz zur Deckblechdicke t zeigt die Dicke der Schaumkernschicht d keinen nennenswerten Einfluss auf die Durchknöpfragfähigkeit, was auch durch Gleichung (3.1) bestätigt wird. Dies kann zumindest für die hier gewählten Kernschichtdicken 60 und 120mm festgestellt werden.

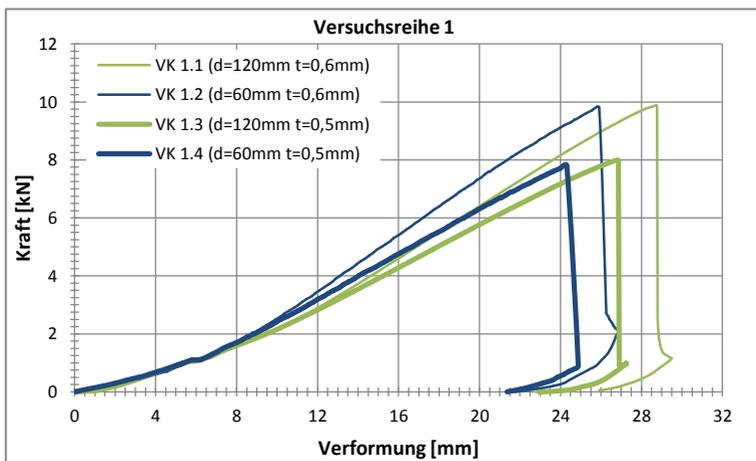


Bild 3.16: Last-Verformungs-Kurve Versuchsreihe 1 [53]

Zwar beeinflusst die Dicke der Kernschicht die lokale Tragfähigkeit nicht, dafür hat jedoch der E-Modul der Kernschicht einen Einfluss auf die Steifigkeit des Sandwichelementes gegenüber einer lokalen Lasteinleitung. Wie in Bild 3.16 zu erkennen ist, verhalten sich die dünneren Elemente mit dem etwas höheren E-Modul steifer und weisen geringere lokale Verformungen bei quasi gleichen Traglasten auf.

Die Beobachtung, dass die Schaumkerndicke d keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit und das Tragverhalten der punktbeanspruchten Elemente hat, ist zunächst verwunderlich und widerspricht teilweise der gängigen Vorstellung zum Tragverhalten von Sandwichelementen, siehe Kapitel 2.3.2, Gleichung (2.16) beziehungsweise Bild 2.14. Bei genauerer Betrachtung lässt sich dieses Verhalten jedoch mechanisch begründen. Zunächst soll dazu ausschließlich das elastische Tragverhalten des PUR-Schaumkerns betrachtet werden, die tatsächlich

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

vorhandene Interaktion mit dem Deckblech wird gedanklich außer Acht gelassen. Die Eindrückung des Sandwichelementes w_0 entspricht demnach dem Integral der Verzerrung des Schaumkerns unterhalb der Lasteinleitung in Dickenrichtung ϵ_z .

$$w_0 = \int_0^H \epsilon_z(z) dz \quad (3.2)$$

Dabei kann die vertikale Verzerrung ϵ_z in Abhängigkeit von der aufgebrachtten äußeren Last F nach dem *Hook'schen Gesetz* vereinfacht zu Gleichung (3.3) definiert werden, wobei ein einaxiales linear-elastisches Tragverhalten unterstellt wird.

$$\epsilon_z = \frac{\sigma_z}{E_z} = \frac{F/A}{E_z} \quad (3.3)$$

Da innerhalb des Schaumkerns von einer Lastausbreitung in Dickenrichtung ausgegangen werden kann, ist die Fläche A in Gleichung (3.3) als Funktion der Dickenkoordinate z mit $A(z)$ zu berechnen. Während die Last bei $z=0$ auf einer Fläche mit dem Radius der verwendeten Unterlegscheibe $r_w = d_w/2$ eingeleitet wird, kann man innerhalb des Schaumkerns von einer gewissen Lastausbreitung in Dickenrichtung ausgehen. Nach *DIN EN 14509* [R12] kann innerhalb des Schaumkerns mit einem Lastausbreitungsverhältnis von 2:1 gerechnet werden, realistischer ist jedoch die Annahme eines Lastausbreitungswinkels von ca. 45°. Experimentelle Untersuchungen mit Ausbruchkegeln von Polyurethanhartschaumkernen bei lokaler Lasteinleitung durch *Ungermann/Lübke* [51] bestätigen, dass ein 45° Winkel für die Wirkung einer Druckstrebe im Schaumkern angesetzt werden kann. Diese Annahme wird im Zuge der FE-Analyse nochmals bestätigt, siehe Bild 4.26. Damit wächst der zu berücksichtigende Radius mit der Kerndicke um z an, siehe Bild 3.17.

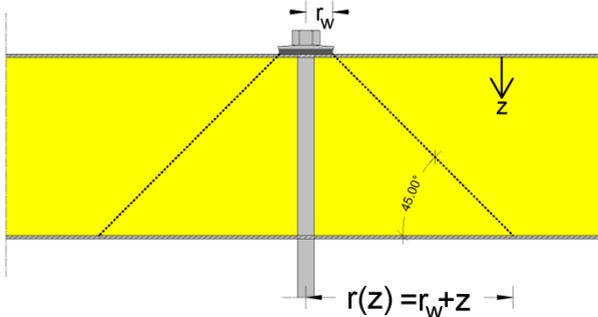


Bild 3.17: Angenommene Lastausbreitung im Schaumkern

Die Fläche, auf welcher der Sandwichkern beansprucht wird, lässt sich dementsprechend nach Gleichung (3.4) in Abhängigkeit von der Koordinate z im Schaumkern beschreiben.

$$A(z) = \pi \cdot (r_w + z)^2 \quad (3.4)$$

Damit ergibt sich durch Einsetzen von Gleichung (3.4) in Gleichung (3.3) die vertikale Verzerrung in Abhängigkeit von der jeweiligen betrachteten Koordinate z zu Gleichung (3.5).

$$\epsilon_z(z) = \frac{F}{E_z} \cdot \frac{1}{\pi \cdot (r_w + z)^2} \quad (3.5)$$

In Bild 3.18 ist der Verlauf von ϵ_z über die Dicke eines Sandwichelementes aufgetragen. Man erkennt, dass ab einer Tiefe von ca. 40mm die Verzerrungen soweit abnehmen, dass diese kaum mehr zur Vergrößerung der Gesamtverformung beitragen. Damit ist anschaulich nachvollziehbar, warum ein Element mit besonders dickem Schaumkern keine wesentlich andere lokale Verformung als ein Element mit dünnerem Schaumkern hervorruft. Die integrierte Verformung der unteren Kernschichten ist im Vergleich zu den oberen Schichten vernachlässigbar. Die Summe der Verformungen in den oberen 40mm des Schaumkerns macht bei einem insgesamt 100mm dicken Element 90,8% der Gesamtverformung aus, bei einem 200mm dicken Element sind es 87,8% und bei einem 400mm dicken Element 86,1%. Die Schaumkerndicke als veränderlicher Parameter ist also für das elastische Tragverhalten des Sandwichelementes von untergeordneter Bedeutung, solange die Schaumkerndicke ausreichend groß ist. Diese Erkenntnis deckt sich mit der Feststellung von Meyer, der in [34] die Bettung eines Deckbleches auf einer endlich dicken Kernschicht untersucht hat. Dabei zeigte sich, dass der Bettungsmodul erst ab einer Kernschichtdicke von weniger als 50mm beeinflusst wird. Von einer ausreichend großen Kernschichtdicke kann jedoch alleine aus Wärmeschutzgründen in der Baupraxis ausgegangen werden.

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

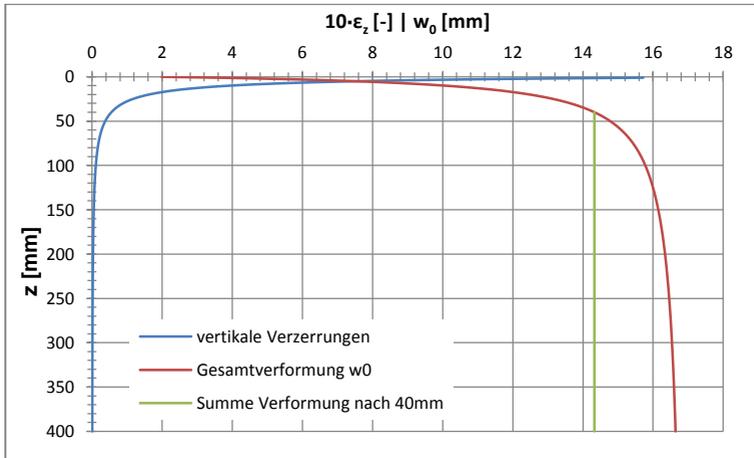


Bild 3.18: Zuwachs der Verzerrungen in Dickenrichtung des Schaumkerns

Bedenkt man zusätzlich noch, dass der Schaumkern sich nicht rein elastisch verhält, sondern über ein ausgeprägtes Fließplateau verfügt, verstärkt sich der zuvor beschriebene Effekt deutlich. Direkt an der Lasteinleitung konzentrieren sich die vertikalen Spannungen und rufen ein Fließen des Schaumkerns hervor, was dazu führt, dass die darunter befindlichen Kernschichten nochmals entlastet werden. Eine entsprechende Betrachtung des nicht linearen elasto-plastischen Tragverhaltens erfolgt im Rahmen der FE-Analyse in Kapitel 4.4.1.1.

3.3.4.2 Versuchsreihe 2

Tabelle 3.9 gibt eine Übersicht über die in der Versuchsreihe 2 bei mittiger Lasteinleitung erzielten Traglasten und deren zugehörigen lokalen Verformungen. Bei den Traglasten handelt es sich um Mittelwerte, siehe auch [53].

Die gemessenen Durchknöpffähigkeiten dieser zweiten Versuchsreihen zeigen teilweise deutlich geringere Durchknöpffähigkeiten als in der ersten Versuchsreihe, ohne Lochschwächung. Das Bohrloch der Schraube hat also einen Einfluss auf die Durchknöpffähigkeit der Elemente, was später noch vertiefend untersucht wird, siehe Tabelle 3.11.

Tabelle 3.9: Ergebnisse Versuchsreihe 2 [53]

VK #	d [mm]	t [mm]	E_c [N/mm ²]	$F_{p,test}$ [kN]	$W_{0,test}$ [mm]
2.1a	120	0,60	4,5	5,04	15,65
2.1b	120	0,60	4,5	4,77	14,98
2.1c	120	0,60	4,5	4,17	13,43
2.2a	60	0,60	6,0	5,65	14,98
2.2b	60	0,60	6,0	4,67	12,87
2.2c	60	0,60	6,0	4,30	12,30
2.3a	120	0,5	4,5	4,35	15,03
2.3b	120	0,5	4,5	3,45	11,49
2.3c	120	0,5	4,5	3,24	11,29
2.4a	60	0,5	6,0	4,43	14,48
2.4b	60	0,50	6,0	3,68	11,74
2.4c	60	0,50	6,0	3,07	10,77
2.5a	100	0,65	7,2	4,38	13,67
2.5b	100	0,65	7,2	4,18	14,11
2.5c	100	0,65	7,2	3,46	11,54

Die Variation der Unterlegscheibe weist zusätzlich einen entscheidenden Einfluss auf die Durchknöpfragfähigkeit auf. Betrachtet man die Durchknöpfragfähigkeiten in Tabelle 3.9, erkennt man, dass die Tragfähigkeit mit größer werdender Unterlegscheibe ansteigt. In guter Näherung kann von einer linearen Beeinflussung der Tragfähigkeit durch den Unterlegscheibendurchmesser ausgegangen werden. Die Erkenntnisse aus Versuchsreihe 1 zum Einfluss der Deckblechdicke und der Schaumkerndicke werden durch die hier vorgestellten Ergebnisse ebenfalls bestätigt. Die Deckblechdicke steht in einem proportionalen Zusammenhang zur Durchknöpfragfähigkeit, während die Schaumkerndicke in der hier untersuchten Größenordnung keinen Effekt auf die Durchknöpfragfähigkeit hat.

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

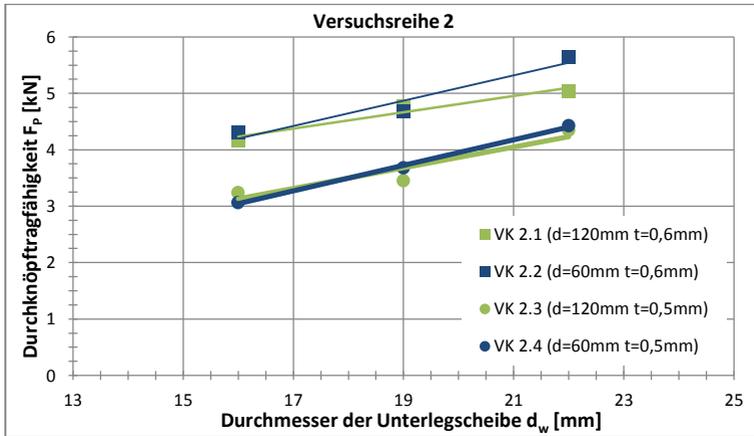


Bild 3.19: Durchknöpfragfähigkeit der Versuchsreihe 2 in Abhängigkeit vom Durchmesser der Unterlegscheibe d_w [53]

Interessant ist auch der Einfluss, den die Schaumkernsteifigkeit E_C auf das Tragverhalten ausübt. Ein direkter Einfluss auf die Durchknöpfragfähigkeit ist nämlich nicht festzustellen. Es zeigt sich zwar, dass für die größeren Unterlegscheibendurchmesser die Durchknöpfragfähigkeit mit steigendem Schaumkern E-Modul ansteigt. Für kleinere Unterlegscheibendurchmesser ist dieser Effekt jedoch nicht sonderlich ausgeprägt. Im Gegensatz dazu zeigt die lokale Verformung vom E-Modul des Schaumkerns abhängiges Verhalten.

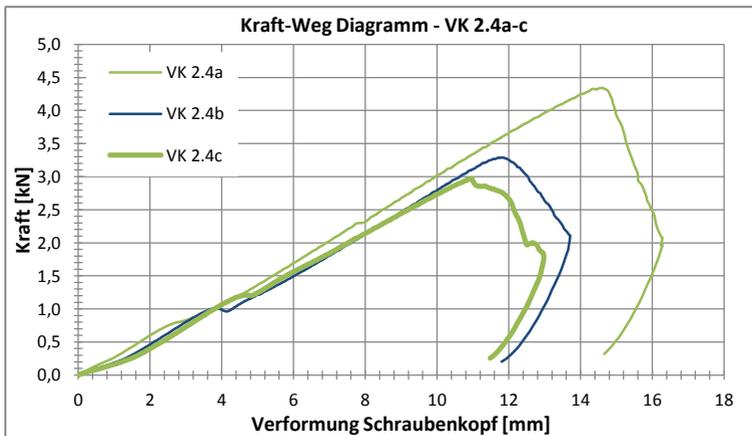


Bild 3.20: Kraft-Verformungsbeziehung der VK 2.4a-c [53]

Je steifer der Sandwichkern, desto geringer ist die lokale Eindrückung. Diese lokale Steifigkeit hängt nicht von der Unterlegscheibe ab, sondern wird durch das Verhältnis von E-Modul des Schaumkerns und Blechdicke der Deckschicht bestimmt. Damit werden die Erkenntnisse zur Steifigkeit der lokalen Kraft-Verformungsbeziehung aus Versuchsreihe 1 bestätigt.

Die Messungen der Verzerrungen auf dem Deckblech zeigen einen Membranspannungszustand auf dem Deckblech, der von Umfangsspannungen tangential zur Lasteinleitung und von Radialspannungen in Richtung der Lasteinleitung gekennzeichnet ist. Betrachtet man die in Bild 3.21 dargestellten Radialverzerrungen (Lasteinleitung bei $x=0\text{mm}$ vergleiche auch Definition der Koordinate „ x “ in Bild 3.22), erkennt man, dass diese an der Lasteinleitung maximal sind. Das Deckblech wird an der Lasteinleitungsstelle also maximal gezogen, wobei die Zugspannungen rasch mit zunehmendem Abstand zur Lasteinleitung zum freien Rand des Probekörpers hin abnehmen. Der Abfall der Radialspannungen bei diesem Probekörper mit Bohrloch erfolgt dabei schneller als beim nicht vorgebohrten Probekörper der Versuchsreihe 1.

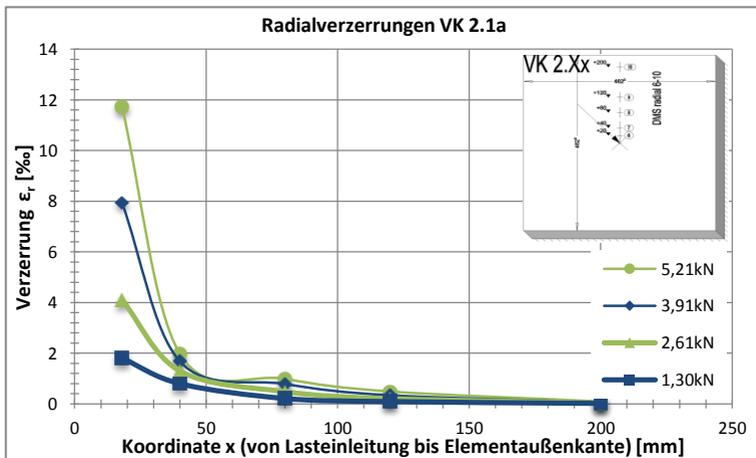


Bild 3.21: Gemessene Radialverzerrungen [53]

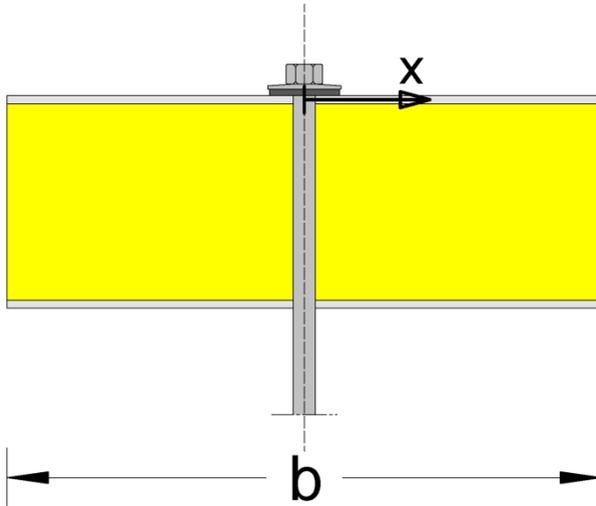


Bild 3.22: Definition der Koordinate x von der Lasteinleitung ($x=0$) bis zur Außenkante des Elementes ($x=b/2$)

Die Tangentialverzerrungen verhalten sich dagegen gänzlich anders als die Radialverzerrungen. Während die Radialverzerrungen qualitativ durchgängig Zugspannungen hervorriefen, deren Größenordnung von der äußeren Last abhängt, rufen die Umfangsverzerrungen sowohl Druck- also auch Zugspannungen im Deckblech hervor, siehe Bild 3.23. Es zeigt sich, dass sich mit zunehmender äußerer Last um die Lasteinleitung herum Zugumfangsspannungen ausbilden, während mit größerem Abstand zur Lasteinleitung Druckumfangsspannungen wirken. Der Radius, mit dem sich Zugumfangsspannungen um die Lasteinleitung herum ausbilden, ist ebenso wie die maximale Größe der gemessenen Umfangsverzerrungen von der Größe der äußeren Last abhängig.

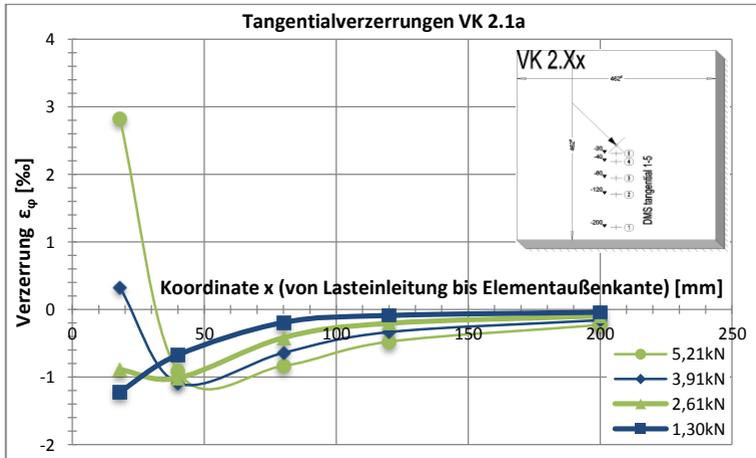


Bild 3.23: Gemessene Tangentialverzerrungen [52]

Betrachtet man das für ein Durchknöpfversagen maßgebende Rissbild des Deckbleches, so lässt sich ein Zusammenhang zu den gemessenen Umfangsverzerrungen herstellen. Das zum Durchknöpfversagen zugehörige Rissbild zeigte in allen Versuchen eine sternförmige Charakteristik. Die entstandenen Risse waren gleichmäßig in etwa 120° Winkeln um das Bohrloch herum verteilt, siehe Bild 3.24.

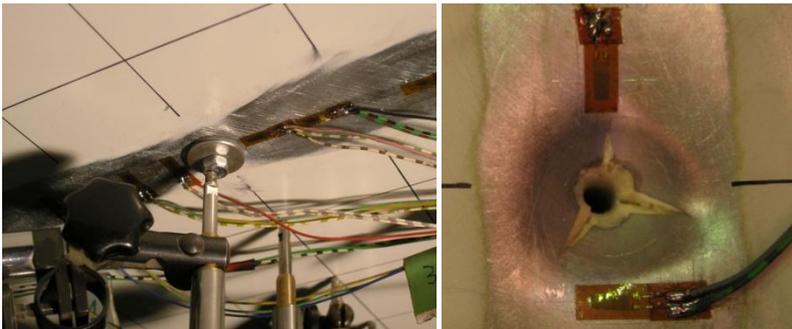


Bild 3.24: Lasteinleitung und Rissbild des Deckbleches bei Durchknöpfversagen [52]

Verursacht wird dieses Rissbild durch die an der Lasteinleitungsstelle wirkenden Zugumfangsspannungen. Diese treten, wie durch die Aufzeichnungen der Dehnungsmessstreifen festgestellt, bei hohen äußeren Lasten konzentriert um die Lasteinleitung herum auf. Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen lässt sich also zunächst festhalten, dass Zugumfangsspannungen an der

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

Lasteinleitung für ein Versagen des Sandwichelementes infolge Durchknöpfens verantwortlich sind.

Legt man die Erkenntnis der radial-symmetrischen Spannungsverteilung und den veränderlichen Verlauf der Umfangsspannungen zugrunde, lässt sich eine erste Modellvorstellung zum Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinwirkung entwickeln. Im Deckblech treten um die Lasteinleitung herum Zug- und Druckringe auf, die aufgrund der federelastischen Bettung der Deckbleche auf dem Schaumkern verschmiert wirken, siehe Bild 3.25. Ein solches Tragverhalten mit konzentrierten Druck- und Zugringen ist bei Membranstrukturen unter einer punktuellen Lasteinleitung durchaus bekannt. Hier wirken die konzentrierten Druck- und Zugringe durch die schubsteife Verbindung der Deckbleche mit dem Schaumkern jedoch verschmiert. Überschreitet in dieser Modellvorstellung die äußere Last die lokale Tragfähigkeit des belasteten Deckbleches, werden die Zugumfangsspannungen am inneren verschmierten Zugring größer als die Materialfestigkeit des Deckbleches und es kommt zum Aufreißen des Deckbleches in Kombination mit dem Durchknöpfen des Verbindungsmittels.

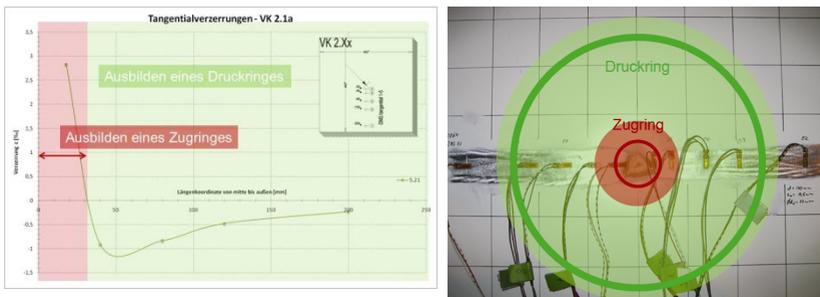


Bild 3.25: Membranspannungszustand auf dem Deckblech [52], [53]

In ergänzenden Versuchen mit randnaher Lasteinleitung wurde untersucht, inwiefern das beschriebene radial-symmetrische Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung durch freie Ränder beeinflusst wird. Dazu wurden sowohl Untersuchungen zu einer Lasteinleitung in Randlage als auch in Ecklage durchgeführt, siehe Bild 3.26.

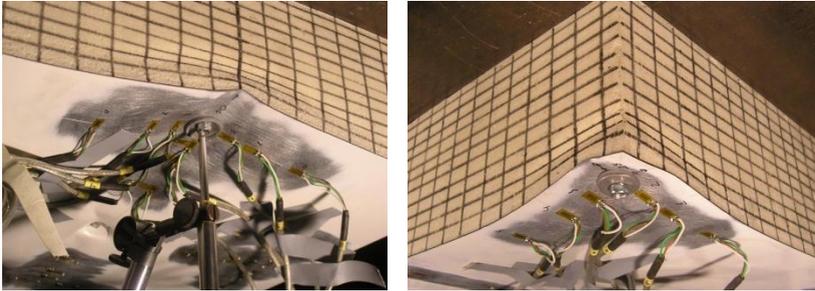


Bild 3.26: Versuche mit rand- und ecknaher Lasteinleitung [53]

Betrachtet man die Eindrückung des Schaumkerns an den freien Rändern in Bild 3.26, erkennt man, dass der Schaumkern hauptsächlich direkt unterhalb der Lasteinleitung komprimiert wird. In einem Bereich bis ca. 40mm unterhalb der Lasteinleitung wird der Schaumkern deutlich sichtbar komprimiert, weiter unterhalb ist keine Deformation mehr zu erkennen. Dies verdeutlicht nochmals anschaulich, dass die Schaumkerndicke keinen Einfluss auf das Tragverhalten hat. Für das Deckblech wirkt die Bettung durch den Schaumkern unabhängig von dessen Tiefe wie ein elastisches Kontinuum, vorausgesetzt eine Mindestdiefe von ca. 40mm ist vorhanden. Dieses Phänomen kann bei der linienförmigen Lasteinleitung ebenso deutlich beobachtet werden, siehe Kapitel 3.4.4.

Grundlegend haben auch die Versuche mit randnaher oder ecknaher Lasteinleitung einen Membranspannungszustand mit radialen und tangentialen Spannungen auf dem Deckblech ergeben. Wie der Zusammenstellung der Ergebnisse in Tabelle 3.10 zu entnehmen ist, übt der Abstand zum freien Rand e_r dabei einen Einfluss auf die Durchknöpffragfähigkeit aus.

Es lässt sich feststellen, dass die Traglast bei einer Reduktion des Randabstandes von 50mm auf 25mm stärker abnimmt, als bei einer Reduktion von 75mm auf 50mm. Bei einem Randabstand von weniger als 50mm kam es teilweise zu einem Versagen nicht infolge Durchknöpfens, sondern durch Lochreibung des Deckbleches, da die Verformungen des Deckbleches derart groß waren. Ein Randabstand von 25mm muss daher als deutlich zu gering angesehen werden, dies deckt sich auch mit der Forderung nach einem Mindestrandabstand von $e_{r,min}=50\text{mm}$ nach bauaufsichtlicher Zulassung, siehe beispielsweise [R1].

Bei den Versuchen mit einer Lasteinleitung in der Ecke eines Probekörpers ist ebenfalls zu beachten, dass es häufig nicht zu einem Durchknöpffersagen des Sandwichelementes gekommen ist. Im Versagenszustand ist es zur Lochreibung des Deckbleches oder sogar zum Ausbrechen des Schaumkerns gekommen,

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

vergleiche auch *Ungermann/Lübke* in [53]. Auch hier gilt, dass ein Mindestabstand von 50mm eingehalten werden sollte.

Tabelle 3.10: Ergebnisse Versuchsreihe 2 bei Lasteinleitung in Rand- und Ecklage [53]

VK #	F _{P,test} [kN]			VK #	F _{P,test} [kN]		
	e _r =25mm	e _r =50mm	e _r =75mm		e _r =25mm	e _r =50mm	e _r =75mm
2R.1a-25/50/75	3,67	4,56	4,58	2E.1a-25/50/75	4,10	5,14	5,30
2R.1b-25/50/75	3,62	4,70	4,03	2E.1b-25/50/75	3,26	3,80	4,32
2R.1c-25/50/75	3,84	3,96	3,91	2E.1c-25/50/75	3,22	3,65	3,53
2R.2a-25/50/75	3,67	4,51	5,14	2E.2a-25/50/75	3,67	4,20	4,15
2R.2b-25/50/75	3,82	3,98	4,25	2E.2b-25/50/75	3,65	4,10	4,44
2R.2c-25/50/75	3,31	3,05	4,13	2E.2c-25/50/75	2,88	3,65	3,82
2R.3a-25/50/75	3,05	4,15	3,79	2E.3a-25/50/75	3,02	3,26	4,13
2R.3b-25/50/75	3,19	3,50	3,67	2E.3b-25/50/75	2,50	3,65	3,48
2R.3c-25/50/75	2,76	3,14	3,38	2E.3c-25/50/75	3,24	3,90	3,95
2R.4a-25/50/75	2,95	3,60	3,70	2E.4a-25/50/75	3,05	3,60	3,36
2R.4b-25/50/75	2,81	3,14	3,34	2E.4b-25/50/75	2,04	3,26	3,50
2R.4c-25/50/75	2,45	3,02	2,92	2E.4c-25/50/75	2,11	2,81	2,62

Betrachtet man die Probekörper, welche infolge Durchknüpfens versagt haben, etwas genauer, so erkennt man, dass das Rissbild des Deckbleches ebenfalls von der Randnähe der Lasteinleitung beeinflusst wird. Wie man in Bild 3.27 erkennt, reißt das Deckblech nicht mehr sternförmig auf, stattdessen sind die Risse zum freien Rand hin gerichtet. In allen Versuchen zeigte sich, dass das Deckblech hauptsächlich rechtwinklig zum freien Rand aufreißt. Die Gestalt des Rissbildes deutet darauf hin, dass zwar immer noch konzentrierte Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitung für ein Durchknüpfen verantwortlich sind, dass sich diese jedoch nicht mehr gleichmäßig radial-symmetrisch um die Lasteinleitung herum verteilen. Dies wird auch durch die Messergebnisse der Dehnungsmessstreifen bestätigt. Die parallel zum freien Rand angeordneten Dehnungsmessstreifen zur Erfassung der Umfangsverzerrungen messen geringere Verzerrungen als jene, die senkrecht zum freien Rand appliziert wurden. Senkrecht zum freien Rand sind die Zugspannungen an der Lasteinleitung also größer als parallel dazu. Deshalb reißt das Deckblech zunächst gegenüber dem freien Rand auf. Eine vertiefte Betrachtung dieser Problematik erfolgt im Rahmen der numerischen Untersuchungen, siehe Bild 4.13 in Kapitel 4.3.

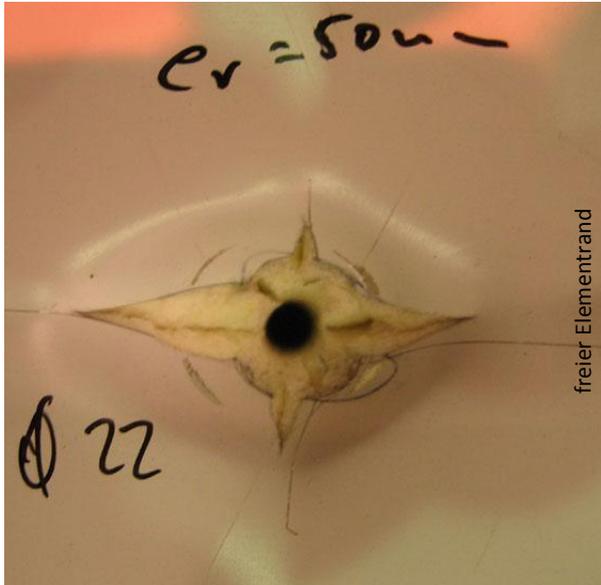


Bild 3.27: Rissbild bei randnaher Lasteinleitung [53] (freier Rand auf der rechten Bildseite)

Für die hier untersuchte Lasteinleitung infolge einer direkten Verankerung wurden bauaufsichtlich zugelassene Verbindungsmittel genutzt. Damit waren die verwendeten Unterlegscheiben und das vorzubohrende Loch im Sandwichelement festgelegt. Um auch den Einfluss dieser Parameter auf die Tragfähigkeit zumindest anfänglich zu untersuchen, wurden entsprechende Versuche ebenfalls durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Tabelle 3.11 zusammengestellt.

Es zeigt sich, dass die Durchknöpffragfähigkeit auch vom Bohrl Lochdurchmesser \varnothing_w und der Dicke der Unterlegscheibe t_w abhängt. So wurden in dieser Sonderversuchsreihe Unterlegscheiben mit variierender Blechdicke hergestellt und Sandwichelemente mit unterschiedlich großen Bohrlöchern vorgebohrt. Dabei zeigte sich, dass mit steigendem Durchmesser des vorgebohrten Loches im Sandwichelement die Durchknöpffragfähigkeit abfällt. Die Lasteinleitung erfolgt in diesem Falle über eine geringere Kontaktfläche, was in den Versuchen zu einem früheren Durchknöpfversagen führte. Eine eingehendere Untersuchung im Rahmen der Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung ist in Kapitel 5.2 zu finden.

3.3 Punktuelle Lasteinleitung

Tabelle 3.11: Ergebnisse Versuchsreihe 2 Sonderversuche Unterlegscheibendicke und Bohrlochgröße [53]

VK #	Bohrlochdurchmesser \varnothing_w [mm]	$F_{P, \text{test}}$ [kN]	VK #	U-scheibendicke t_w [mm]	$F_{P, \text{test}}$ [kN]
2.3a	5,8	4,35	2.8a	1,0	3,45
2.3a-s8	8,0	3,62	2.8a-t1,5	1,5	3,61
2.3a-s10	10,0	3,57	2.8a-t2,0	2,0	3,95
2.3a-s12	12,0	2,83	2.8a-t3,0	3,0	4,43

Eine Vergrößerung der Dicke der verwendeten Unterlegscheibe führte zu einer Steigerung der gemessenen Durchknöpfftragfähigkeit. Bei Verwendung von bauaufsichtlich zugelassenen Unterlegscheiben war ein Umschlagen der konvexen Unterlegscheiben in eine konkave Form mit weiteren Verformungen festzustellen. Die dickeren Unterlegscheiben verhielten sich diesbezüglich mit steigender Blechdicke anders. Die lokalen Verformungen der Unterlegscheibe waren geringer, was zu höheren Durchknöpfftragfähigkeiten führte. In Tabelle 3.11 erkennt man, dass die Dicke der Unterlegscheibe einen praktisch linearen Einfluss auf die Durchknöpfftragfähigkeit hat, siehe auch [53].

3.3.4.3 Versuchsreihe 3

In den Versuchsreihen 1 und 2 wurde das Sandwichelement so gelagert, dass die Lasteinleitung ausschließlich lokal durch das beanspruchte Deckblech abgetragen wurde. In Versuchsreihe 3 wurden die Probekörper nicht mehr vollflächig aufgelegt, sondern entsprechend *ECCS Recommendation 127* [R15] als Einfeldträger gelagert. Das Ziel dieser dritten Versuchsreihe war es einen Vergleich der unterschiedlichen Versuchsaufbauten anzustellen, um die Vorgehensweise der ausschließlich lokalen Betrachtung der Versuchsreihen 1 und 2 zu verifizieren.

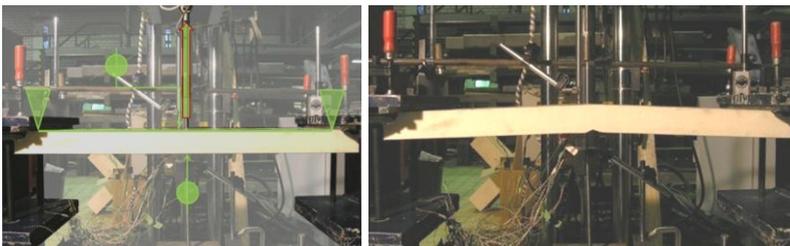


Bild 3.28: Knitterversagen des Versuchskörpers (unteres Deckblech)

Die durchgeführten Versuche zeigten, dass der Versuchsaufbau eines einachsigen Trägers nicht uneingeschränkt sinnvoll zur Untersuchung der lokalen Tragfähigkeit gegenüber einem Durchknöpffversagen ist. In drei der vier

durchgeführten Versuche ist es zu einem unbeabsichtigten Knitterversagen der druckbeanspruchten Deckschicht gekommen, siehe Bild 3.28, bevor ein Durchknöpfversagen eingetreten ist und dies obwohl bereits die Mindestspannweite nach [R15] gewählt wurde. In Tabelle 3.12 ist eine Übersicht über die Versuchsergebnisse gegeben.

Tabelle 3.12: Ergebnisse Versuchsreihe 3 [53]

VK #	d [mm]	t [mm]	F _{test} [kN]	W _{global,test} [mm]	W _{lokal,test} [mm]	W _{0,test} [mm]	Versagensart
3.1c	120	0,6	4,37	24,38	11,27	13,11	Knittern
3.2c	60	0,6	3,36	25,88	16,32	9,56	Knittern
3.3c	120	0,5	3,05	17,57	7,24	10,33	Durchknöpfen
3.4c	60	0,5	2,79	20,20	13,19	7,01	Knittern

Der Versuchsaufbau der *ECCS Recommendation 127* stellt nicht in allen Fällen ein Durchknöpfen als maßgebende Versagensform sicher. Dies ist auch rechnerisch auf Grundlage der durch die bauaufsichtlichen Zulassungen, siehe [R1], bekannte Knitterspannung festzustellen. Mit Gleichung (3.8) lässt sich auf Grundlage der bauaufsichtlich geregelten maximalen Knitterspannung σ_w (hier $\sigma_w=48\text{N/mm}^2$) die maximal aufnehmbare äußere Last F_{\max} errechnen.

$$\sigma_w = \frac{M_u}{e \cdot t \cdot b} \quad (3.6)$$

$$M_u = \frac{F_w \cdot L}{4} \quad (3.7)$$

$$\Rightarrow F_{\max} = \frac{4 \cdot \sigma_w \cdot e \cdot t \cdot b}{L} \quad (3.8)$$

In Tabelle 3.13 sind die rechnerisch ermittelten Traglasten F_{\max} nach Gleichung (3.8) und die experimentell ermittelten Traglasten der Versuchsreihe 3 für ein Knitterversagen gegenübergestellt. Dort erkennt man zum einen, dass die Versuchskörper teilweise nicht auf Durchknöpfen versagen konnten, da die Knittertragfähigkeit zuvor bereits erreicht war (Versuche VK3.2c und VK3.4c). Zum anderen wird deutlich, dass die Berechnung der Knittertragfähigkeit über eine pauschale Abminderung um 20% in einem Fall kein sicheres Ergebnis liefert (VK3.1c). Aus diesem Grund widmet sich Kapitel 3.5 der Problematik der Interaktion von lokaler Lasteinleitung und Knitterversagen.

Natürlich wäre es ohne Weiteres möglich die aufnehmbare Kraft F_{\max} zu erhöhen, indem das Sandwichelement, was hier mit 300mm Breite sehr schmal ausgelegt

wurde, verbreitert wird. Dies wird für die Verwendung des Versuchsaufbaus nach *ECCS Recommendation 127* auch empfohlen. Im Rahmen der hier vorgestellten Versuche aus [53] wurde darauf jedoch bewusst verzichtet, da das Sandwichelement sich balkenartig verhalten und kein Plattentragverhalten zeigen sollte, wodurch die Interaktion von lokalem und globalem Bauteilverhalten deutlich verkompliziert worden wäre.

Tabelle 3.13: Gegenüberstellung rechnerisch und experimentell ermittelter Traglasten [53]

VK #	d [mm]	t [mm]	F_{test} [kN]	F_{max} [kN] nach Gl. (3.8)
3.1c	120	0,6	4,37	5,18
3.2c	60	0,6	3,36	2,59
3.4c	120	0,5	2,79	2,16

Vergleicht man die hier erzielte Durchknöpffragfähigkeit des Versuches VK 3.3c mit der korrespondierenden Durchknöpffragfähigkeit, die in Versuchsreihe 2 (VK2.3c) ermittelt wurde, bestätigen sich die Traglasten. So weichen die Durchknöpffragfähigkeiten nur um ca. 6% ab ($3,24\text{kN}/3,05\text{kN}=1,062$). Soweit diese Aussage also auf Grundlage eines Versuches gemacht werden kann, bestätigen sich die Traglasten der Versuchsreihe 2. Der Versuchsaufbau scheint einen nur untergeordneten Einfluss auf die Tragfähigkeit zu haben. Diese Aussage basiert auch auf den Versuchen von *Saal/Misiek* [44], die ebenfalls an Ersatzträgern durchgeführt wurden, und deren Durchknöpffragfähigkeiten vergleichbar zu den in Versuchsreihe 2 erzielten Ergebnissen sind. Näheres liefert der Vergleich in Kapitel 5.3.

Untersucht man die Kraft-Verformungsbeziehung der hier durchgeführten Versuche mit den korrespondierenden Versuchen der zweiten Versuchsreihe, so fällt auf, dass die Steifigkeit der Probekörper gegenüber einer lokalen Eindrückung w_0 ebenfalls sehr gut übereinstimmen. Wie in Tabelle 3.14 zu erkennen ist, sind bei drei von den vier durchgeführten Versuchen die Übereinstimmungen sehr gut, nur VK 3.4c stellt hier eine Ausnahme dar. Die lokale Steifigkeit der Deckschicht gegenüber einer lokal wirkenden Einzellast ist so gering, dass sich die lokale Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern nur unwesentlich ändert, selbst wenn globale Biegeverformungen des Sandwichelementes hinzukommen.

Tabelle 3.14: Lokale Steifigkeit Versuchsreihen 2 und 3

VK #	$w_{0, \text{test}}$ [mm]	F_{test} [kN]	F/w_0 [kN/mm]	VK #	$w_{0, \text{test}}$ [mm]	$F_{\text{P, test}}$ [kN]	F_{P}/w_0 [kN/mm]	Abweichung
3.1c	13,11	4,37	0,333	2.1c	13,43	4,17	0,310	0,93
3.2c	9,56	3,36	0,351	2.2c	12,30	4,30	0,350	0,99
3.3c	10,33	3,05	0,295	2.3c	11,29	3,24	0,287	0,97
3.4c	7,01	2,79	0,398	2.4c	10,77	3,07	0,285	0,72

Die hier vorgestellten Untersuchungen bestätigen die Vorgehensweise aus der Versuchsreihe 2 zur Ermittlung der Durchknöpfragfähigkeit in Abweichung zur *ECCS Recommendation 127* [R15]. Neben dem hier ungewollter Weise aufgetretenen Knitterversagen haben *Saal/Misiek* in [44] auch einen Schubbruch als Versagensform anstatt eines Durchknöpversagens festgestellt. Dagegen kann das lokale Tragverhalten mit dem Versuchsaufbau der Versuchsreihe 2, siehe Kapitel 3.3.3.1, sicher und zuverlässig bestimmt werden.

3.3.5 Fazit

Die Versuche zur punktuellen Lasteinleitung sollten das Tragverhalten von Sandwechelementen an Stellen direkter Verankerung und die Versagensmechanismen des Durchknöpfens aufdecken. Zusammenfassend lassen sich die folgenden Erkenntnisse festhalten.

Aus Versuchsreihe 1 wird deutlich:

- Auf dem Deckblech wirkt ein radial-symmetrischer Spannungszustand.
- Die Deckblechdicke t beeinflusst die Durchknöpfragfähigkeit nahezu linear. Die Schaumkerndicke d hat dagegen keinen signifikanten Einfluss auf die Durchknöpfragfähigkeit. Durch den E-Modul des Schaumkernes wird die lokale Verformung beeinflusst.

Aus Versuchsreihe 2 wird deutlich:

- Auf dem Deckblech bilden sich radial-symmetrisch verteilte Zug- und Druckumfangsspannungen aus, die wie verschmierte Zug- und Druckringen wirken. Die mit steigender äußerer Last konzentriert an der Lasteinleitung wirkenden Zugumfangsspannungen führen zu einem Aufreißen des Deckbleches und einem Durchknöpfen der Unterlegscheibe.
- Der Durchmesser der verwendeten Unterlegscheibe d_w beeinflusst ebenso wie die Deckblechdicke t die Durchknöpfragfähigkeit ganz wesentlich. Der E-Modul E_C des Schaumkernes übt auf die Durchknöpfragfähigkeit einen indirekten Einfluss aus, der wiederum von der verwendeten Unterlegscheibe und der Deckblechdicke abhängt.

- Bei rand- oder ecknaher Lasteinleitung führt eine Konzentration der wirkenden Zugumfangsspannungen gegenüber dem freien Rand zu einer reduzierten Durchknöpfungsfähigkeit.

Aus Versuchsreihe 3 wird deutlich:

- Der vollflächig gelagerte Versuchsaufbau der Versuchsreihen 1 und 2 konnte bestätigt werden.
- Die Interaktion der Lasteinleitung mit einem Knitterversagen ist nicht trivial und daher Gegenstand vertiefter Untersuchungen.

3.4 Linienförmige Lasteinleitung

Die an dieser Stelle beschriebenen experimentellen Untersuchungen sind im Rahmen des Forschungsvorhabens *Optimierung der Auflagerung von Sandwichelementen* durchgeführt worden. Eine umfassende Zusammenstellung der Versuchsdurchführung und -ergebnisse ist in [54] und [21] zu finden.

3.4.1 Zielsetzung

Äußere Drucklasten werden von Sandwichelementen über Kontaktpressung an eine tragende Unterkonstruktion – Dachpfetten oder Wandriegel – abgegeben. Diese Auflagerung ist in der Regel auf voller Länge der Elemente vorhanden, wobei die Breite des Auflagers von der jeweiligen Flanschbreite des Trägers der Unterkonstruktion abhängt. Da die Lasten aus dem Sandwichelement direkt über Kontakt abgetragen werden, liegt an diese Linienauflagerung eine Lasteinleitungsproblematik vor, an der das Sandwichelement lokal beansprucht wird. Die Übertragung der Auflagerkraft kann, wie bei der punktuellen Verankerung, als ein Problem der lokalen Lasteinleitung am Sandwichelement betrachtet werden. Zur Simulation des Tragverhaltens von Sandwichelementen an diesem Druckauflager werden daher Versuche durchgeführt, bei denen die Auflagerkraft als äußere Last in das Sandwichelement eingeleitet wird.

Die Zielsetzung die mit den Versuchen verfolgt wird, ist das lokale Tragverhalten von Sandwichelementen an Linienlagerungen zu untersuchen, um Tragmechanismen aufzudecken und schlussendlich ein Bemessungsverfahren entwickeln zu können. Dabei sollen Einflussfaktoren, wie die Auflagerbreite und die Material- und Geometrieigenschaften der Sandwichelemente untersucht werden.

3.4.2 Versuchsprogramm und Versuchskörper

Das Versuchsprogramm des Forschungsvorhabens *Optimierung und Auflagerung von Sandwichelementen* sieht Versuche an Sandwichelementen mit unterschiedlichen Deckblechdicken, Schaumkerndicken, Stempelbreiten und Lasteinleitungspositionen vor.

Eine Übersicht über das Versuchsprogramm ist in Tabelle 3.15 und Tabelle 3.16 gegeben. Dabei wurde jeder Versuch mit identischen Randbedingungen doppelt durchgeführt, so dass die später ermittelten Ergebniswerte als Mittelwerte eine gewisse Sicherheit gegenüber unvermeidbaren Streuungen in der Versuchsdurchführung bieten. Die geometrischen Randbedingungen, die durch das Sandwichelement vorgegeben waren, sind identisch zu den Versuchen bei punktueller Lasteinleitung.

- Deckblechdicke $t=0,5\text{mm}$ und $0,6\text{mm}$ sowie
- Schaumkerndicke $d=60\text{mm}$ und 120mm .

Die untersuchte Auflagerbreite variierte, mit einer

- Stempelbreite von $B_s=10, 20, 60$ und 100mm .

Tabelle 3.15: Versuchsprogramm mittige linienförmige Lasteinleitung (Zwischenauflagerung)

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	B_s [mm]
4.10.10	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	10
4.10.20	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	20
4.10.60	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	60
4.10.100	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	100
4.11.10	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	10
4.11.20	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	20
4.11.60	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	60
4.11.100	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	100
4.12.10	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	10
4.12.20	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	20
4.12.60	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	60
4.12.100	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	100
4.13.10	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	10
4.13.20	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	20
4.13.60	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	60
4.13.100	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	100

3.4 Linienförmige Lasteinleitung

Tabelle 3.16: Versuchsprogramm linienförmige Lasteinleitung am freien Rand (Endauflagerung)

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	B_s [mm]
4R.10.10	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	10
4R.10.20	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	20
4R.10.100	1000	120	0,6	361,0	370,0	0,068	2,50	100
4R.11.10	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	10
4R.11.20	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	20
4R.11.100	1000	60	0,6	361,0	370,0	0,092	3,36	100
4R.11.10	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	10
4R.12.20	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	20
4R.12.100	1000	120	0,5	416,3	426,3	0,068	2,50	100
4R.13.10	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	10
4R.13.20	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	20
4R.13.100	1000	60	0,5	416,3	426,3	0,092	3,36	100

Die Größe der Probekörper konnte anhand von Vorversuchen auf 1000x1000mm festgesetzt werden, vergleiche [21]. Größere Abmessungen hätten keine Änderung des Tragverhaltens zur Folge. Die Probekörper wurden aus großflächigen Elementen in ihre quadratischen Abmessungen zurecht geschnitten, wobei Randprofilierungen entfernt wurden, so dass dahingehend keine Versteifung der Probekörper zu erwarten ist.

Die Belastung wurde in allen Fällen an der Produktionsoberseite aufgebracht, da die Produktionsunterseite üblicherweise außen liegt.

3.4.3 Versuchsaufbau und Messtechnik

3.4.3.1 Statisches System, Lagerung und Lasteinleitung

Da sich der vollflächig gelagerte Versuchsaufbau bei der punktuellen Lasteinleitung als äußerst geeignet erwiesen hat das lokale Tragverhalten eines Sandwichelementes unter lokaler Lasteinleitung zu simulieren, wurde für die Versuche mit linienförmiger Lasteinleitung ein analoger Versuchsaufbau entwickelt. Unter der Annahme, dass eine äußere gleichmäßig verteilte Flächenlast in eine linienförmige Auflagersituation übertragen wird, lässt sich das Tragverhalten im Versuch dadurch simulieren, dass der Probekörper linienförmig durch einen Lasteinleitungsstempel der Breite B_s belastet wird. Das lokal nicht beanspruchte Deckblech wird vollflächig auf einen ebenen, starren Untergrund aufgelegt.

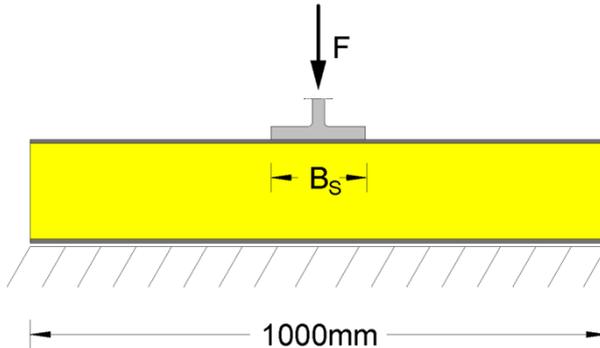


Bild 3.29: Vollflächig gelagerter Versuchsaufbau bei mittlerer linienförmiger Lasteinleitung

Im Rahmen von Vorversuchen, vergleiche *Karadzhov* [21], wurde eine mögliche Lagerung der freien Längsränder des Probekörpers untersucht. Es stellte sich bei größeren Breiten der Probekörper als 1000mm heraus, dass sich die Längsränder bei hohen Lasten, hauptsächlich nach Erreichen der definierten Traglast, siehe Kapitel 3.4.4, hochstellten. Um diese Verformung zu verhindern, wurden die freien Längsränder vertikal gehalten, so dass der Probekörper im Laufe der Belastung vollständig auf dem Untergrund verblieb. In Bezug auf die Traglast zeigten sich bei diesen Versuchen kaum Änderungen gegenüber den Versuchen mit nicht gelagerten Rändern. Lediglich die Kraft-Verformungsbeziehung zeigte einen steiferen Anstieg im elastischen Anfangsbereich auf. Die Ränder ungelagert zu belassen führt also zu tendenziell sicheren Ergebnissen.

Die Lasteinleitung erfolgte über eine starre Lasteinleitungstraverse. Diese leitete die äußere Last gleichmäßig verteilt in das äußere Deckblech des Sandwichelementes ein. Als Lasteinleitungsstempel wurden hölzerne Formstücke genutzt, welche in den erforderlichen Stempelbreiten B_S hergestellt wurden, siehe Bild 3.31.

3.4.3.2 Messtechnik

Mit Hilfe der eingerichteten Messtechnik war es möglich die aufgebrachte äußere Last zu bestimmen. Die jeweils zugehörigen Verformungen wurden sowohl an der Lasteinleitungsstelle als auch an den Längsrändern über externe induktive Wegaufnehmer gemessen. Eine Wegmessung am freien Längsrand der Elemente sollte Auskunft darüber geben, inwieweit sich die Probekörper an den Rändern mit zunehmender Belastung hochstellten.

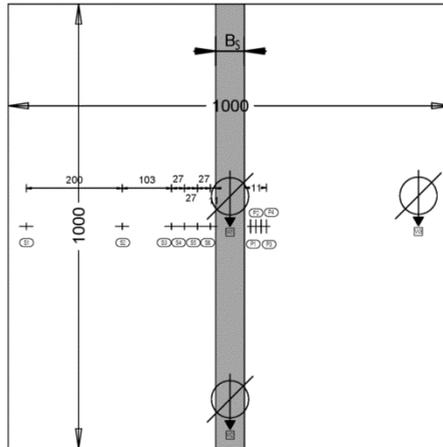


Bild 3.30: Anordnung Wegaufnehmer und Dehnungsmessstreifen [21]

Zusätzlich wurden auf dem Deckblech in einigen ausgewählten Versuchen (Stempelbreite 10mm bei mittlerer Lasteinleitung) Dehnungsmessstreifen appliziert. Die Dehnungsmessstreifen wurden in unterschiedlichen Abständen zur linienförmigen Lasteinleitung entweder parallel oder senkrecht zur Belastung appliziert. Damit sollten in Anlehnung an die tangentialen und radialen Dehnungsmessstreifen bei der punktuellen Lasteinleitung die wesentlichen Spannungszustände auf dem Deckblech gemessen werden können. Es zeigte sich aber schnell, dass die parallel zur linienförmigen Lasteinleitung angeordneten Dehnungsmessstreifen keine wesentlichen Verzerrungen gemessen haben.

3.4.4 Beobachtungen und Versuchsergebnisse

Die Versuche wurden in Wegregelung durchgeführt, wobei die Belastung durch eine konstante Wegänderung von 0,5mm/min als quasi statisch angesehen werden kann. Die Geschwindigkeit der Lastaufbringung wurde gegenüber der punktuellen Lasteinleitung verringert, damit diese sich der Belastungsgeschwindigkeit der Druckversuche des PUR-Schaumes nach DIN EN 826 [R4] anpasst.

Betrachtet man das Verhalten der lokal lotrecht belasteten Sandwichelemente, erkennt man, wie sich das Deckblech analog zu den Versuchen mit punktueller Lasteinleitung trichterförmig in den Schaumkern eindrückt. Das Verhalten des Schaumkerns ist wiederum an den freien Querrändern gut zu beobachten. Durch das Aufbringen eines regelmäßigen Rasters von 10mm breiten Quadraten, siehe Bild 3.31, lässt sich das Verhalten des Schaumkerns unter der lokalen Lasteinleitung beobachten. Dabei fällt zunächst auf, dass die Deformation des

Schaumkerns auf den Bereich direkt unterhalb des beanspruchten Deckbleches beschränkt ist. Bis zu einer Tiefe von ca. 40mm wird der Schaumkern durch die äußere Last komprimiert, darunter ist jedoch keine weitere wesentliche Deformation des Schaumkerns mehr festzustellen. Dieses Phänomen wurde bereits bei der punktuellen Lasteinleitung beobachtet und in Kapitel 3.3.4.1 diskutiert. Auch bei den dünneren nur 60mm dicken Schaumkernen konnte dieses Phänomen beobachtet werden. Die Einflusstiefe im Schaumkern lag zwischen 30mm und 40mm unabhängig von der Gesamtdicke des Sandwichkerns. Dies erklärt auch, warum die lokale Tragfähigkeit der Elemente nicht von der Dicke des Schaumkerns abhängt. Bei den Versuchen mit randnaher punktueller Lasteinleitung war das gleiche Verhalten zu beobachten. Es bietet sich an, die Verformung des Schaumkerns aus Bild 3.31 mit der in Bild 3.26 dargestellten Verformung zu vergleichen.

Die Erkenntnis, dass aus den Versuchsergebnissen kein Zusammenhang von Schaumkerndicke und lokalem Last-Verformungs-Verhalten hergestellt werden kann, ist für die Bemessung des Druckauflagers von besonderer Bedeutung, da der derzeitige Bemessungsansatz der *DIN EN 14509* [R12] von einer linearen Abhängigkeit von Schaumkerndicke und Drucktragfähigkeit ausgeht.

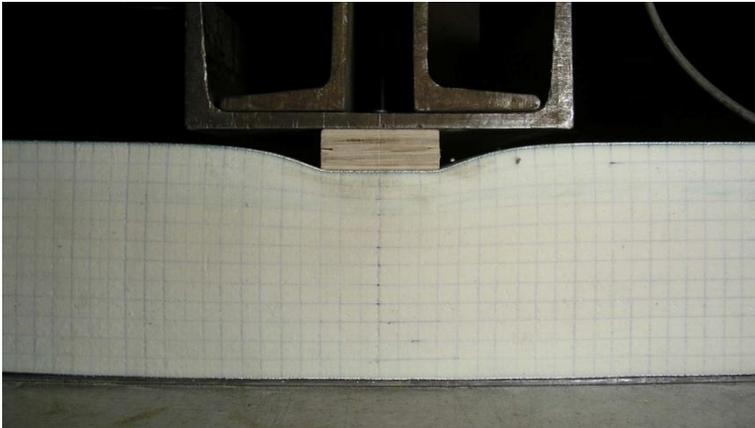


Bild 3.31: Lokale Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern [54]

In Bild 3.32 sind die zur Lasteinleitung senkrechten Verzerrungen dargestellt. Parallel zur Lasteinleitung wurden keine nennenswerten Verzerrungen gemessen. Während also bei der punktuellen Lasteinleitung die Umfangsspannungen von entscheidender Bedeutung für das Tragverhalten sind, spielen diese bei der linienförmigen Lasteinleitung praktisch keine Rolle, weil diese nicht vorhanden sind. Daher wird im Folgenden ausschließlich auf den Verzerrungs-

3.4 Linienförmige Lasteinleitung

beziehungsweise Spannungszustand senkrecht zur Lasteinleitung eingegangen. Wie man in Bild 3.32 erkennt, steigen die im Deckblech vorherrschenden Spannungen mit steigender äußerer Last an. Anders als bei der punktuellen Lasteinleitung wird das Deckblech jedoch unterhalb des Lasteinleitungsstempels eingespannt. Dadurch wirken an der Lasteinleitung auf der Oberseite des Deckbleches, dort wo die Dehnungsmessstreifen appliziert sind, Biegedruckspannungen, die sich mit den Membranzugspannungen im Deckblech überlagern. Die Zugspannungen direkt an der Lasteinleitung fallen daher an der Oberseite des Deckbleches wieder ab, siehe Bild 3.32. Die Membranzugspannungen des Deckbleches unmittelbar an der Lasteinleitungsstelle sind für ein Versagen jedoch nicht maßgebend. Auffällig ist jedoch, dass die Verzerrungen in einem Bereich bis zu ca. 100mm von der Lasteinleitung wirken und dies in etwa dem Bereich der lokalen Eindrücke des Deckbleches in den Schaumkern entspricht.

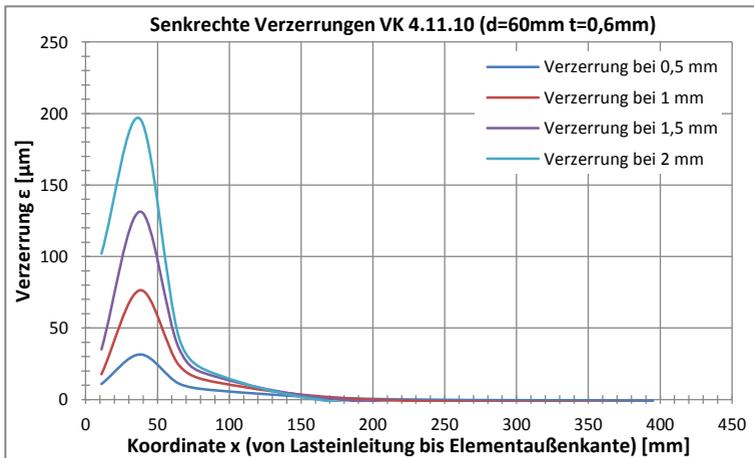


Bild 3.32: Verzerrungsmessungen senkrecht zur linienförmigen Lasteinleitung eines Versuchskörpers bei 0,5 bis 2,0mm lokaler Eindrücke [21]

Für die experimentelle Untersuchung von Endauflagerungen gibt die *DIN EN 14509* einen Versuchsaufbau an, um die konzentrierte Lastabstützung an der Außenkante des Auflagers zu berücksichtigen. Durch die freie Lagerung der Elemente auf dem Untergrund und der Lastweiterleitung über Kontaktpressung ist bei den hier durchgeführten Endauflagerversuchen im Traglastzustand ebenfalls eine Verdrehung der Probekörper zu erkennen gewesen. Insbesondere bei geringen Stempelbreiten konnte bei hohen Lasten eine Abstützung des Elementes an der Kante des Stempels beobachtet werden. Dadurch wird eine gewisse Endauflagerverdrehung und die daraus resultierende konzentrierte

Lastweitergabe an der Kante des Auflagers ebenfalls berücksichtigt. Es sei an dieser Stelle aber darauf hingewiesen, dass die in Bild 3.33 abgebildeten Fotos bereits deutlich nach Erreichen der Traglast aufgenommen wurden und der Verformungszustand hier nur zur Verdeutlichung übertrieben dargestellt wird.



Bild 3.33: Lokale Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern bei randnaher Lasteinleitung für unterschiedliche Stempelbreiten (v.l.n.r. $B_s=10, 20$ und 100mm) [21]

Wie bei der Durchführung von Druckproben an Polyurethanhartschaum-Würfeln ist auch bei den hier durchgeführten Versuchen kein eindeutiges Versagen festzustellen gewesen. Man erkennt ein prinzipiell bilineares Tragverhalten der Probekörper. Ein Versagen in dem Sinne, dass eine weitere Steigerung der aufgebrachtten äußeren Last nicht mehr möglich ist, wie dies beim Durchknöpfen der Fall ist, ist am Druckauflager nicht festzustellen. Daher ist es zunächst notwendig ein sinnvolles Kriterium aufzustellen, welches einen Versagenszustand überhaupt erst definiert. Bei einer Analyse aller durchgeführten Versuche ergab sich, dass bei einer absoluten Verformung an der Lasteinleitungsstelle von ungefähr $w_0=2\text{mm}$ die Probekörper ihr linear-elastisches Tragverhalten aufgaben, vergleiche auch *Karadzhov* [21]. Die grundlegende Idee hinter einer absoluten lokalen Verformung liegt darin, dass das Deckblech auf einem federelastischen Kontinuum gebettet ist und die Dicke des Schaumkernes keinen Einfluss ausübt. Dies wurde für die punktuelle Lasteinleitung bereits hergeleitet, vergleiche Bild 3.18. Bei der linienförmigen Lasteinleitung wurde diese Annahme zunächst übernommen. Linienförmige und punktuelle Lasteinleitung unterscheiden sich jedoch in Bezug auf die Spannungsverteilung innerhalb des Schaumkes. Während die betrachtete Tiefe im Schaumkern, in welcher die Spannung betrachtet wird, bei der punktuellen Lasteinleitung einen quadratischen Einfluss ausübt, vergleiche Gleichung (3.4), ist der Einfluss bei der linienförmigen Lastausbreitung lediglich linear. Aus diesem Grund ist die elastische Verformung des Schaumkontinuums unterhalb der linienförmigen Lasteinleitung stärker von der Schaumkerndicke abhängig, als bei der punktuellen Lasteinleitung. Bei genauer Betrachtung der Last-Verformungskurven in Bild 3.34 erkennt man daher, dass bei den 120mm

3.4 Linienförmige Lasteinleitung

dicken Elementen der Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich erst bei etwas größeren lokalen Eindrückungen erfolgt. Dieser Einfluss wird jedoch im Rahmen dieser Arbeit als gering und baupraktisch vernachlässigbar eingeschätzt. Auf der sicheren Seite wird daher für die folgenden Untersuchungen diejenige Kraft, die zu einer lokalen Eindrückung des Deckbleches von $w_0=2\text{mm}$ zugehörig ist, als Traglast definiert, siehe Bild 3.34. Eine Übersicht über die damit erhaltenen Traglasten ist in Tabelle 3.17 zu finden.

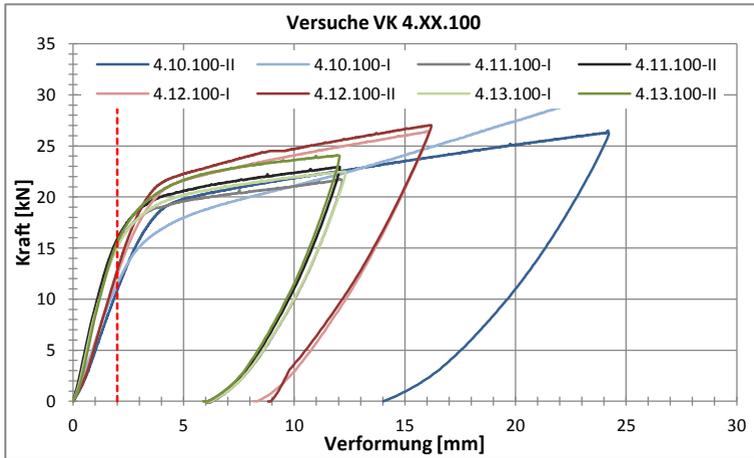


Bild 3.34: Kraft-Verformungs-Kurven für verschiedene Versuche mit eingezeichnetem Grenzkriterium bei $w_0=2\text{mm}$ [21]

In Bild 3.35 sind die Traglasten in Abhängigkeit von der Stempelbreite für das hier vorgeschlagene Grenzkriterium grafisch dargestellt. Dabei erkennt man, dass die Tragfähigkeit quasi affin linear von der Stempelbreite abhängt. Durch eine lineare Ausgleichsgerade an vier Messwerten lässt sich dabei auf die Tragfähigkeit bei einer Stempelbreite von null zurückschließen. Die in Bild 3.35 eingezeichneten Werte sind auf diese Weise rechnerisch extrapoliert. Damit kann die Tragfähigkeit bei einer Auflagerung quasi „auf Messers Schneide“ bestimmt werden. Dies wird in Kapitel 6.3 im Rahmen der Vergleichsrechnung des hier entwickelten mechanischen Modells von Bedeutung, bei dem vor allem Trageffekte aus der seitlichen Lastverteilung der Deckbleche unabhängig von der Stempelbreite berücksichtigt werden. Denn durch die Aktivierung des Deckbleches seitlich der Lasteinleitung, können zusätzliche Lasten vom Sandwichelement aufgenommen werden, unabhängig von der eigentlichen Auflagerbreite B_S .

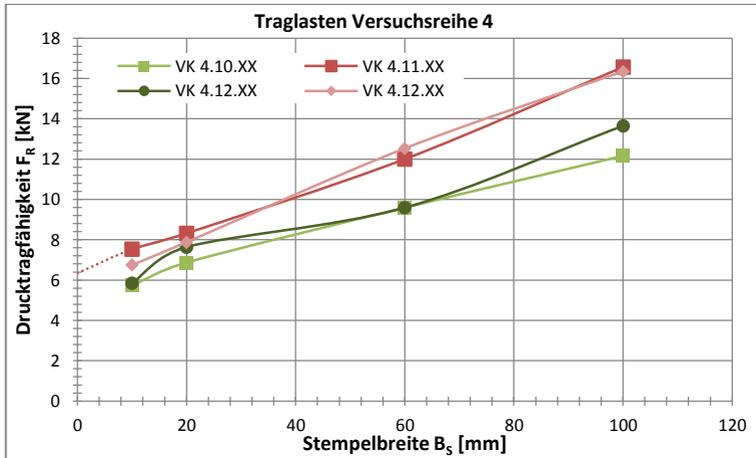


Bild 3.35: Traglast abhängig von der Stempelbreite für Versuche am Mittelaufleger [54], [21]

Eine Zusammenfassung der Tragfähigkeiten ist in Tabelle 3.17 gegeben. Die angegebenen Tragfähigkeitswerte sind Mittelwerte der Versuchsergebnisse. Diese können mit den in der *DIN EN 14509* E.4.3.2 Gleichungen (E.5) und (E.6) bereitgestellten Bemessungsformeln verglichen werden, siehe auch Kapitel 2.3.2. Der dazu berücksichtigte Verteilungsparameter k wird hier zu 0,5 gewählt.

Die Steifigkeit und Festigkeit des Schaumkerns E_c und f_c wirken sich deutlich auf die lokale Tragfähigkeit aus. Steigen diese beiden Faktoren an, so wird auch die lokale Drucktragfähigkeit gesteigert. Damit kann der Ansatz der *DIN EN 14509* zumindest in dieser Hinsicht bestätigt werden.

3.4 Linienförmige Lasteinleitung

Tabelle 3.17: Vergleich Versuchsergebnisse mit Tragfähigkeit nach DIN EN 14509 [54]

VK #	d [mm]	t [mm]	E_c [mm]	B_s [mm]	$F_{R, \text{test}}$ [kN/m]	$F_{R1,2}$ [kN] nach Gl. (2.16)/(2.17) aus DIN EN 14509	$F_{R1,2}/F_{R, \text{test}}$ [-]
4.10.10	120	0,6	2,50	10	5,73	4,76	0,83
4.10.20	120	0,6	2,50	20	6,87	5,44	0,79
4.10.60	120	0,6	2,50	60	9,59	8,16	0,85
4.10.100	120	0,6	2,50	100	12,16	10,88	0,89
4.11.10	60	0,6	3,36	10	7,53	3,68	0,49
4.11.20	60	0,6	3,36	20	8,32	4,60	0,55
4.11.60	60	0,6	3,36	60	12,00	8,28	0,69
4.11.100	60	0,6	3,36	100	16,56	11,96	0,72
4.12.10	120	0,5	2,50	10	5,85	4,76	0,81
4.12.20	120	0,5	2,50	20	7,64	5,44	0,71
4.12.60	120	0,5	2,50	60	9,59	8,16	0,85
4.12.100	120	0,5	2,50	100	13,65	10,88	0,80
4.13.10	60	0,5	3,36	10	6,75	3,68	0,55
4.13.20	60	0,5	3,36	20	7,88	4,60	0,58
4.13.60	60	0,5	3,36	60	12,53	8,28	0,66
4.13.100	60	0,5	3,36	100	16,35	11,96	0,73
4R.10.10	120	0,6	2,50	10	3,89	2,72	0,70
4R.10.20	120	0,6	2,50	20	4,85	3,40	0,70
4R.10.100	120	0,6	2,50	100	10,80	8,84	0,82
4R.11.10	60	0,6	3,36	10	3,87	2,30	0,59
4R.11.20	60	0,6	3,36	20	5,56	3,22	0,58
4R.11.100	60	0,6	3,36	100	13,19	10,58	0,80
4R.11.10	120	0,5	2,50	10	3,81	2,72	0,71
4R.12.20	120	0,5	2,50	20	4,92	3,40	0,69
4R.12.100	120	0,5	2,50	100	10,16	8,84	0,87
4R.13.10	60	0,6	3,36	10	3,95	2,30	0,58
4R.13.20	60	0,6	3,36	20	5,51	3,22	0,58
4R.13.100	60	0,6	3,36	100	13,18	10,58	0,80
Mittelwert							0,71
s							0,11

Vergleicht man die rechnerisch auf Grundlage der *DIN EN 14509* [R12] bestimmten Tragfähigkeiten mit den experimentell ermittelten Traglasten in Tabelle 3.17 fällt auf, dass der Ansatz der *DIN EN 14509* deutlich auf der sicheren Seite liegt. Dies stellt zwar für die Wirtschaftlichkeit der Bauweise einen Nachteil dar, jedoch wäre dieser durch leichte Modifikationen, zum Beispiel bei der Wahl des Verteilungsparameters, auszugleichen. Problematisch ist jedoch die Tatsache, dass die den Bemessungsformeln zugrunde liegende Modellvorstellung – dass nämlich die Schaumkerndicke von entscheidender Bedeutung für die lokale Drucktragfähigkeit ist – nicht durch die hier vorgestellten Versuche bestätigt wird. Es ist daher anzunehmen, dass für große Kerndicken durchaus die Gefahr besteht unsichere Ergebnisse zu produzieren. Die *DIN EN 14509* [R12] schlägt daher eine Begrenzung der ansetzbaren Schaumkerndicke auf maximal 100mm vor.

Eine realistische Beschreibung des lokalen Tragverhaltens berücksichtigt vielmehr das gemeinsame Tragverhalten von Deckblech und Schaumkern. Durch das sich verformende, in den Kern eindrückende Deckblech erfolgt eine seitliche Verteilung der konzentriert eingeleiteten Last in den Schaumkern. Seitlich des Lasteinleitungsstempels überträgt das Deckblech durch seine Verformung einen Teil der Lasten, unabhängig von der Stempelbreite, in den Schaumkern. Dadurch ist eine gewisse lokale Drucktragfähigkeit auch bei einer Stempelbreite von $B_5=0\text{mm}$ gegeben. Die Blechdicke des Deckbleches sollte daher von entscheidender Bedeutung für das Tragverhalten sein. Nach *DIN EN 14509* wird diese jedoch gänzlich vernachlässigt, wenn es um die Berechnung der lokalen Tragfähigkeit geht. Der Bemessungsansatz der *DIN EN 14509* muss daher weit auf der sicheren Seite liegen und die tatsächlich vorhandenen günstigen Verbundeigenschaften des Sandwichelementes vernachlässigen, um in Bereichen großer Schaumkerndicken keine unsicheren Ergebnisse zu produzieren. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Bemessungsverfahren für die lokale Lasteinleitung an Sandwichelementen entwickelt, das auch für das Druckauflager mechanisch begründete, realistische und sichere Traglasten liefert.

3.4.5 Fazit

Aus den Versuchen zur linienförmigen Lasteinleitung lassen sich einige Erkenntnisse für die lokale Drucktragfähigkeit einer Linienlagerung festhalten.

- Wie bei der punktuellen Lasteinleitung bereits beobachtet, wird der Schaumkern durch die lokale Lasteinleitung hauptsächlich in einem Bereich von ca. 40mm unterhalb des Deckbleches komprimiert.
- Ebenfalls analog zur punktuellen Lasteinleitung zeigte die Schaumkerndicke kaum Einfluss auf die lokale Drucktragfähigkeit des Sandwichelementes. Damit konnten die durchgeführten Versuche die Modellvorstellung der *DIN EN 14509* nicht bestätigen. Dafür bestätigte sich, dass der E-Modul und die Festigkeit des Schaumkerns einen deutlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit ausüben.
- Die Verformung des Deckbleches seitlich der Lasteinleitung übernimmt einen nicht unwesentlichen Anteil am Lastabtrag und ermöglicht eine lokale Lastaufnahme auch bei geringen Auflagerbreiten.

3.5 Interaktion von Lasteinleitung und Knitterversagen

Um im Rahmen dieser Arbeit die Tragfähigkeit von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung auch im Hinblick auf die Interaktion von lokaler Lasteinleitung und einem Knitterversagen zu untersuchen, wurden entsprechende Versuche durchgeführt, bei denen ein Sandwichelement punktuell und linienförmig beansprucht und einem Knitterversagen ausgesetzt wird.

3.5.1 Zielsetzung

Neben dem ausschließlich lokalen Tragverhalten wird auch die Interaktion des globalen Bauteiltragverhaltens mit lokaler Lasteinleitung untersucht. Wie in Kapitel 2.4 beschrieben, wird das Knitterversagen von druckbeanspruchten Deckblechen maßgeblich durch die Lasteinleitung und die daraus zusätzlich eingetragenen Spannungen und Verformungen beeinflusst. Dies hatte sich bereits in Versuchsreihe 3 gezeigt und Anlass für weitere Untersuchungen gegeben.

Das Ziel dieser Versuchsreihe ist es, die Interaktion von lokaler Lasteinleitung mit dem Knitterversagen eines druckbeanspruchten Deckbleches zu untersuchen. Dabei sollen die wesentlichen Einflussfaktoren ermittelt und anschließend in ihren Auswirkungen quantifiziert werden. Im Zentrum der Betrachtung steht dabei die Frage, wie der Schraubenabstand beziehungsweise die Breite des Linienlagers die Knittertragfähigkeit beeinflussen. Aufbauend auf den Erkenntnissen dieser experimentellen Untersuchungen wird in Kapitel 7 ein Nachweisverfahren entwickelt.

3.5.2 Versuchsprogramm und Versuchskörper

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zur Interaktion von Knitterversagen und lokaler Lasteinleitung wurden sowohl Versuche an punktuell als auch an linienförmig belasteten Sandwichelementen durchgeführt. Dabei wurde die Deckblechdicke der Sandwichelemente ebenso variiert wie die Breite des Lasteinleitungsstempels oder der Abstand der Schrauben untereinander. Die Dicke der Sandwichelemente wurde nicht verändert, gleiches gilt für den Durchmesser der verwendeten Unterlegscheiben. Der Gesamtumfang beläuft sich auf zwölf Versuche. Eine Übersicht über das Versuchsprogramm ist in Tabelle 3.18 und Tabelle 3.19 gegeben.

Tabelle 3.18: Versuchsreihe 5 zur Interaktion von Knittern und lokaler punktueller Lasteinleitung

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	G_c [N/mm ²]	$n_{\text{Schrauben}}$ [Stck]	d_w [mm]	L [mm]
5.7.4	920	60	0,60	462,5	3,5	2,85	4	16	960
5.7.6	920	60	0,60	462,5	3,5	2,85	6	16	960
5.7.8	920	60	0,60	462,5	3,5	2,85	8	16	960
5.7.10	920	60	0,60	462,5	3,5	2,85	10	16	960
5.9.4	920	60	0,50	365,7	3,5	2,85	4	16	960
5.9.6	920	60	0,50	365,7	3,5	2,85	6	16	960
5.9.8	920	60	0,50	365,7	3,5	2,85	8	16	960
5.9.10	920	60	0,50	365,7	3,5	2,85	10	16	960

Tabelle 3.19: Versuchsreihe 6 zur Interaktion von Knittern und lokaler linienförmiger Lasteinleitung

VK #	b [mm]	d [mm]	t [mm]	f_y [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	G_c [N/mm ²]	B_s [mm]	L [mm]
6.7.10	920	60	0,6	462,5	3,5	2,85	10	960
6.7.60	920	60	0,6	462,5	3,5	2,85	60	960
6.9.10	920	60	0,5	365,7	3,5	2,85	10	960
6.9.60	920	60	0,5	365,7	3,5	2,85	60	960

Bei den Versuchen mit punktueller Lasteinleitung über Schrauben wurden die gleichen Schrauben und Unterlegscheiben wie bei den Versuchen zur lokalen Tragfähigkeit, siehe Kapitel 3.3, verwendet. Die Verteilung der Schrauben erfolgte dabei gleichmäßig über die Breite des Probekörpers je nach Anzahl der verwendeten Schrauben, siehe Bild 3.36.

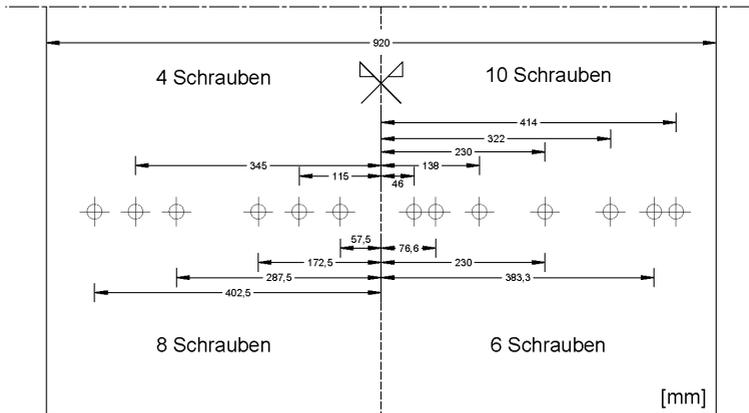


Bild 3.36: Verteilung der Schrauben über die Probekörperbreite

3.5.3 Versuchsaufbau und Messtechnik

3.5.3.1 Statisches System, Lagerung und Lasteinleitung

Mit dem verwendeten Versuchsaufbau wird ein Ersatzträger unter einer mittigen Einzellast untersucht. Dieser Versuchsaufbau wird auch für die Ermittlung der Knittertragfähigkeit von Momenten beanspruchten Sandwichelementen im Rahmen bauaufsichtlicher Zulassungen durchgeführt und basiert auf Versuchen von *Berner* [5]. Die Idee hinter diesem Versuchsaufbau ist es das eigentliche Auflager im Zwischenstützenbereich durch eine äußere Last abzubilden. Die vom Sandwichelement in das Auflager eingeleitete Kraft wird also als äußere Last auf den Versuchskörper aufgebracht, siehe Bild 3.37.

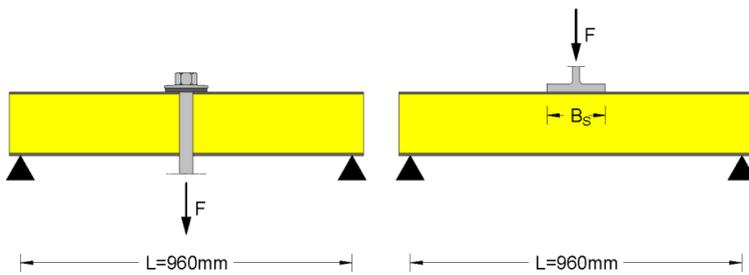


Bild 3.37: Verwendeter Versuchsaufbau zur Interaktion von Lasteinleitung und Knittertragfähigkeit am Ersatzträger

Berner hat in [5] gezeigt, dass die versuchstechnische Modellierung des Tragverhaltens von Zweifeldträgern mit Zwischenaullager, siehe Bild 3.38, als einfeldrige Ersatzträger unter mittiger Einzellast, siehe Bild 3.37, zu sinnvollen Ergebnissen führt. Die Abweichungen zu vergleichend durchgeführten Zweifeldträgerversuchen erwiesen sich als vernachlässigbar gering und auf der sicheren Seite liegend. Im Ergebnis zeigte sich, dass der Ersatzträgerversuch eine gute Möglichkeit darstellt das Tragverhalten der Sandwichelemente am Zwischenstützenbereich wiederzugeben. Aus diesem Grund wurden im Rahmen dieser Arbeit die Versuche zur Interaktion von Knittertragfähigkeit und lokaler Lasteinleitung als vereinfachte Ersatzträgerversuche nach Bild 3.37 durchgeführt.

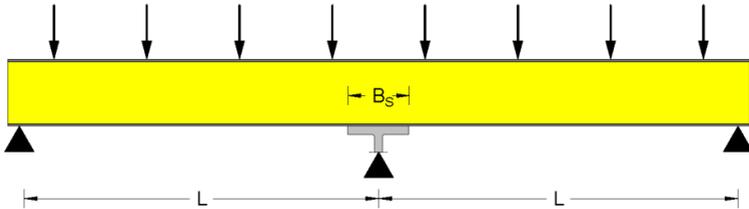


Bild 3.38: Zweifeldträgerversuch nach [5] zur Interaktion von Lasteinleitung und Knittertragfähigkeit

Die Kraft wurde im Falle der Lasteinleitung über Schrauben durch eine steife Lasttraverse gleichmäßig in die Schrauben eingeleitet, siehe Bild 3.39. Die linienförmige Lasteinleitung erfolgte wie bei den Versuchen zur lokalen Tragfähigkeit, siehe Kapitel 3.4.3.1.

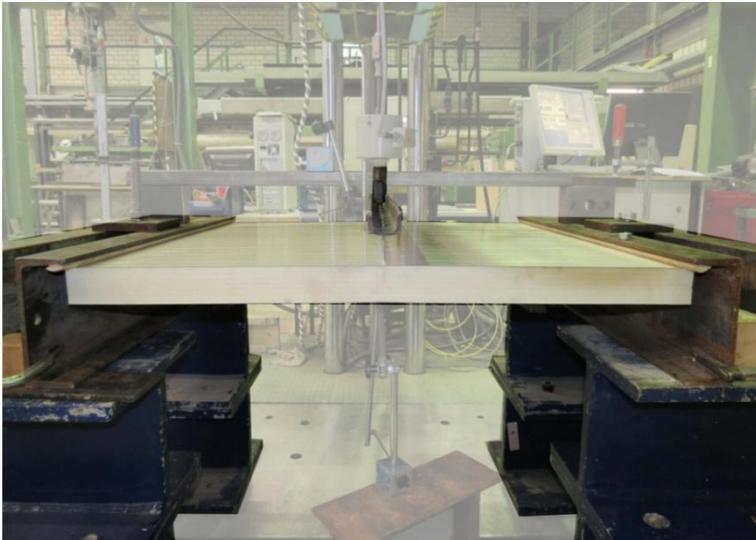


Bild 3.39: Versuchsaufbau Knitterversuche mit Lasteinleitung über Schrauben

Die Druckspannung σ im Deckblech hängt von der äußeren Last F nach Gleichung (3.9) ab.

$$\sigma = \frac{M}{(d+t)} \cdot \frac{1}{A_{\text{Deckblech}}} = \frac{F \cdot L}{4 \cdot (d+t)} \cdot \frac{1}{b \cdot t} \quad (3.9)$$

Um den Einfluss der lokalen Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit effektiv untersuchen zu können, wurde eine möglichst große äußere Last F mit

zugehöriger lokaler Verformung w_0 angestrebt. Darin unterscheiden sich die hier durchgeführten Versuche wesentlich von den vorhandenen Versuchen nach *Berner* [5] und *Schulz* [45], wo nur geringe lokale Beanspruchung aufgebracht werden konnten, da es bereits frühzeitig zu einem Knitterversagen gekommen ist. Um den Einfluss der lokalen Lasteinleitung untersuchen zu können, wurden jedoch große lokale Verformungen angestrebt. Aus diesem Grund wurde die Spannweite der Ersatzträger vor den Versuchen so abgeschätzt, dass eine möglichst große äußere Last F erzielt werden konnte, ohne dass es jedoch zu einem lokalen Versagen kommen konnte.

Da die maximal aufnehmbare Knitterspannung σ_w aus der entsprechenden allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [R1] bekannt ist, konnte nach Gleichung (3.9) die Spannweite L so gewählt werden, dass ein lokales Versagen ausgeschlossen war. Die lokale Tragfähigkeit (Durchknöpffähigkeit beziehungsweise Eindrückung $w_0=2\text{mm}$) war durch vorherige Versuche ebenfalls bekannt. Auf der anderen Seite wurde die Spannweite groß genug gewählt, um ein Schubversagen auszuschließen.

Die lokale Lasteinleitung konnte also im Vergleich zu vorherigen experimentellen Untersuchungen [5] und [45] vergrößert werden, wodurch diese bereits sehr umfangreichen Untersuchungen sinnvoll ergänzt werden konnten.

3.5.3.2 Messtechnik

Neben der eingeleiteten Kraft, welche über eine externe Kraftmessdose aufgezeichnet wurde, wurden die Verformungen des Sandwichelementes mittels zweier externer induktiver Wegaufnehmer ermittelt. Die Wegaufnehmer wurden an der Ober- und Unterseite des Sandwichelementes angebracht, so dass sowohl die globale Verformung des Elementes als auch die lokale Verformung an der Lasteinleitungsstelle erfasst werden können. Aus der Differenz der beiden Werte kann die lokale Eindrückung w_0 des senkrecht zur Deckblechebene beanspruchten Deckbleches bestimmt werden.

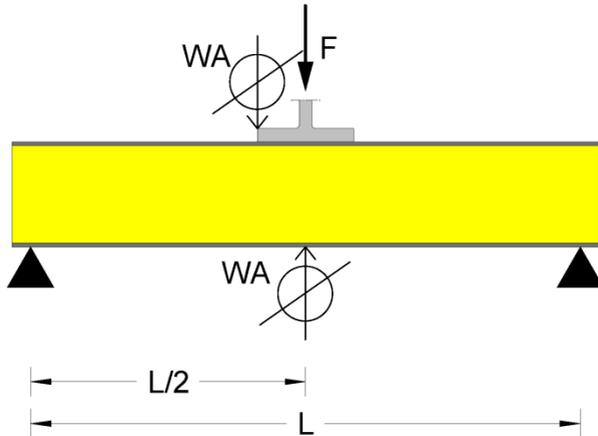


Bild 3.40: Anordnung der Wegaufnehmer

Die elektronische Erfassung und Aufzeichnung der Messwerte erfolgte entsprechend der zuvor beschriebenen Versuche.

3.5.4 Beobachtungen und Versuchsergebnisse

Die Versuche wurden in Wegregelung mit einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit von 1mm/min durchgeführt. Die äußere Last wurde gesteigert, bis keine weitere Zunahme der aufnehmbaren Belastung mehr möglich war. Die maximal erreichte Kraft, wurde als Traglast definiert. Das Versagensphänomen, welches zu dieser Traglast gehörte, war in allen Versuchen ein Knittern des druckbeanspruchten und durch die äußere Last F zusätzlich lokal beanspruchten Deckbleches. Das Deckblech wich dabei entlang der Lasteinleitung auf voller Breite des Probekörpers schlagartig in Richtung des Schaumkerns aus, siehe Bild 3.41.

Das Versagensbild des Deckbleches nahm in keinem Versuch die Form einer vollen Welle ein und es kam in keinem Versuch zu einer Delamination des Deckbleches vom Schaumkern. Damit unterscheiden sich die Versuchsergebnisse von bisherigen Versuchen, zum Beispiel von Schulz [45], siehe Bild 2.17.

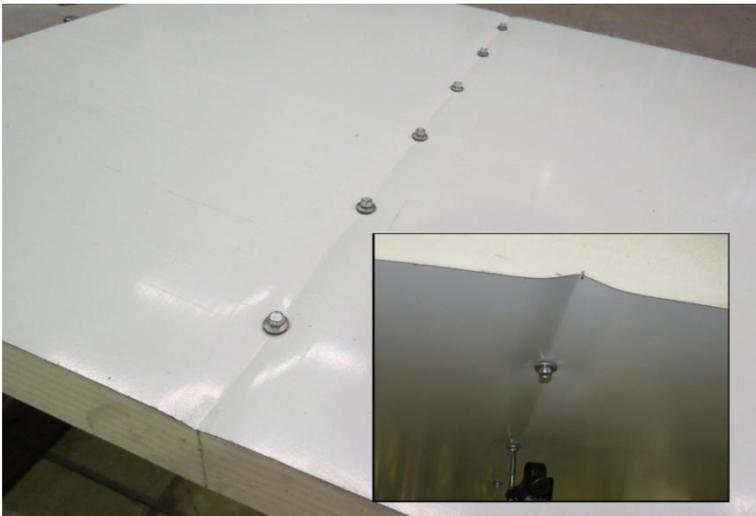


Bild 3.41: Knitterfalte bei linienförmiger Lasteinleitung (Bild oben) und bei punktueller Lasteinleitung (Bild unten)

Das nach *Stamm/Witte* [47] grundlegende Versagenskriterium, nämlich die Delamination des knitternden Deckbleches vom Schaumkern, siehe Kapitel 2.4.2, Gleichung (2.31), gibt also nicht das hier beobachtete Bauteilverhalten im Versagenszustand wieder. Die Zugtragfähigkeit des Schaumkerns beziehungsweise die Haftzugfestigkeit des Deckbleches am Schaumkern spielte für die hier durchgeführten Knitterversuche praktisch keine Rolle, da sich in der Verbundfuge von Deckblech und Schaumkern nur Druckspannungen ausbilden.

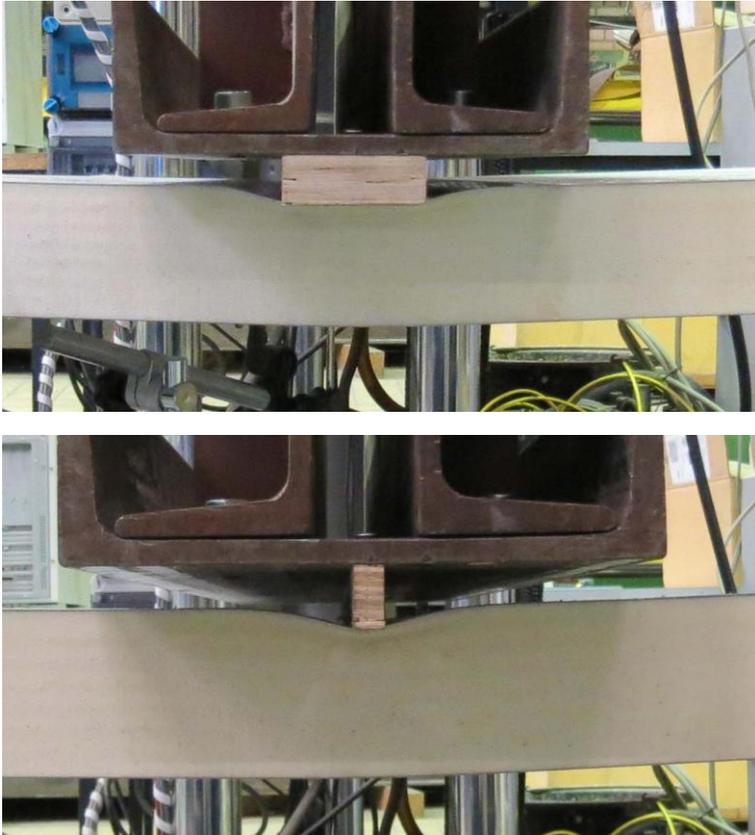


Bild 3.42: Lokale Verformung unter senkrechter Lasteinleitung (oben: $B_s=60\text{mm}$, unten: $B_s=10\text{mm}$)

In Bild 3.42 ist die lokale Verformung der Deckbleche unter der linienförmigen Belastung durch einen Stempel zu erkennen. Die lokale Eindrückung wird durch die Geometrie der Lasteinleitung, Stempelbreite beziehungsweise Schraubenabstand wesentlich beeinflusst. Die Breite, auf der das Deckblech in den Schaumkern gedrückt wird, hängt direkt von diesen Randbedingungen ab. Es handelt sich hierbei also um eine lokale Verformung der Sandwichelemente unter einer äußeren Last, wie sie bereits bei den Versuchen zur lokalen Tragfähigkeit, siehe Kapitel 3.3.4 und 3.4.4, festgestellt wurde.

Vergleicht man die qualitative Form der lokalen Eindrückung aus Bild 3.42 mit der Form der Knitterfalten aus Bild 3.41, so fällt auf, dass diese nicht übereinstimmen. Bei der punktuellen Lasteinleitung weicht die lokale trichterförmige Eindrückung

des Deckbleches offensichtlich von der Form der Knitterfalte ab. Auch bei der linienförmigen Lasteinleitung über einen Lasteinleitungsstempel zeigt sich, dass die Knitterfalte, anders als die lokale Eindrückung, nicht die Breite des Lasteinleitungsstempels wiedergibt. Beim Knittern wird das Deckblech infolge von Stabilitätsversagen plastisch verformt. Es bildet sich ein Fließgelenk im Deckblech aus, dies wurde bereits von *Berner* in [5] festgestellt. Für das Erreichen der Traglast ist das Ausbilden eines Fließgelenkes an einer Seite des Stempels ausreichend, siehe Bild 3.43. Plastische Verformungen auf der anderen Seite des Stempels treten zwar infolge rapide zunehmender Verformungen im Versagenszustand auf, für das Erreichen der Knittertragfähigkeit ist jedoch das erste auftretende Fließgelenk maßgebend. Aus diesem Grund bildet sich nur eine plastische Knitterfalte aus, in deren Form weder der Schraubenabstand noch die Stempelbreite abzulesen ist.

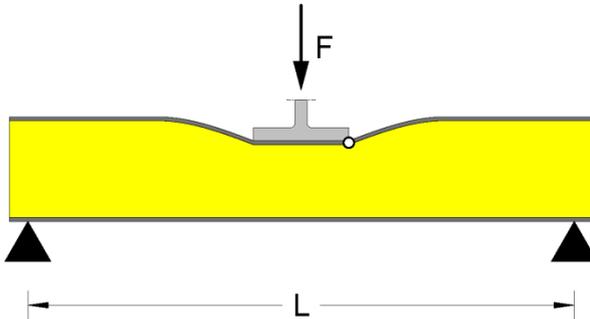


Bild 3.43: Ausbilden eines Fließgelenkes im Versagenszustand Deckblechknittern (vereinfacht dargestellt: nur lokale Verformung)

Eine Zusammenstellung der gemessenen Traglasten und zugehörigen Verformungen ist in Tabelle 3.20 gegeben. Die Knittertragfähigkeit $\sigma_{w,test}$ wurde nach Gleichung (3.9) aus der maximal erreichten äußeren Last F errechnet.

Tabelle 3.20: Zusammenstellung Versuchsergebnisse Interaktion Knittern und Lasteinleitung der Versuchsreihe 5

VK #	d [mm]	t [mm]	n _{Schrauben} [Stck/m]	W _{global,test} [mm]	W _{lokal,test} [mm]	W _{0,test} [mm]	F _{w,test} [kN]	N _{w,test} [N/mm]	σ _{w,test} Gl. (3.9) [N/mm ²]
5.7.4	60	0,6	4	10,77	16,03	5,26	6,16	26,78	44,64
5.7.6	60	0,6	6	9,58	14,20	4,62	5,64	24,53	40,89
5.7.8	60	0,6	8	8,73	12,23	3,50	5,14	22,33	37,22
5.7.10	60	0,6	10	8,58	11,86	3,28	4,95	21,53	35,88
5.9.4	60	0,5	4	11,30	15,84	4,54	5,51	23,96	47,92
5.9.6	60	0,5	6	8,55	12,73	4,18	4,92	21,38	42,77
5.9.8	60	0,5	8	7,79	11,44	3,65	4,64	20,18	40,36
5.9.10	60	0,5	10	7,08	9,59	2,51	4,16	18,09	36,17

Tabelle 3.21: Zusammenstellung Versuchsergebnisse Interaktion Knittern und Lasteinleitung der Versuchsreihe 6

VK #	d [mm]	t [mm]	B _s [mm]	W _{global,test} [mm]	W _{lokal,test} [mm]	W _{0,test} [mm]	F _{w,test} [kN]	N _{w,test} [N/mm]	σ _{w,test} Gl. (3.9) [N/mm ²]
6.7.10	60	0,6	10	8,75	12,09	3,34	4,68	20,33	33,89
6.7.60	60	0,6	60	13,93	16,53	2,60	8,13	35,35	58,91
6.9.10	60	0,5	10	7,36	9,00	1,64	3,97	17,24	34,49
6.9.60	60	0,5	60	11,74	13,64	1,90	6,92	30,10	60,19

Die Versuchsergebnisse liefern das zu erwartende Ergebnis, dass die Knittertraglast $N_w (= \sigma_w \cdot t)$ mit steigender Schraubenzahl beziehungsweise mit geringer werdender Stempelbreite abfällt, siehe auch Bild 3.44.

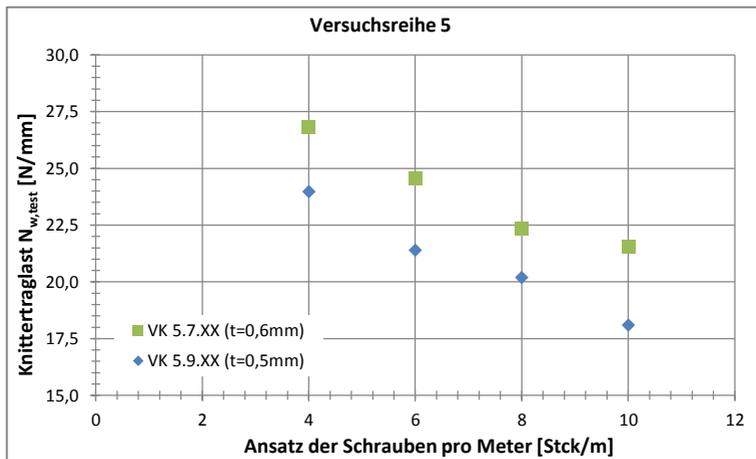


Bild 3.44: Übersicht Traglasten der Versuchsreihe 5

Nach Gleichung (3.10) ergibt sich eine rechnerische Knittertraglast von 32N/mm (für $t=0,5\text{mm}$) beziehungsweise 38,4N/mm (für $t=0,6\text{mm}$). Die experimentell gewonnenen Knittertraglasten sind also im Vergleich zur immerhin auf der sicheren Seite liegenden Bemessungsformel nach *Stamm/Witte* deutlich infolge Lasteinleitung abgemindert. Die Anzahl der Schrauben, die pro Meter gesetzt werden, hat dabei ebenso einen Einfluss auf die Traglastabminderung wie die Breite des verwendeten Druckstempels.

$$N_w = \sigma_w \cdot t = 0,5 \cdot \sqrt[3]{210.000 \cdot 3,5 \cdot 2,85} \cdot t = 64\text{N/mm}^2 \cdot t \quad (3.10)$$

Die Auswertung der Versuchsergebnisse liefert jedoch noch ein weiteres, zunächst unerwartetes Ergebnis. Betrachtet man die Versuchsergebnisse im Hinblick auf die Deckblechdicke, so wird deutlich, dass zwar die aufnehmbare Drucknormalkraft N_w mit steigender Deckblechdicke anwächst. Die Knitterspannung fällt jedoch ab. Zum einen liegt dies daran, dass die Bettung des Deckbleches konstant bleibt. Der Effekt ist wird daher auch in den entsprechenden bauaufsichtlichen Zulassungen berücksichtigt. Zum anderen lässt sich dies auch dadurch begründen, dass die zugehörigen lokalen Eindrückungen w_0 ebenfalls von der Blechdicke abhängen. Bei größeren Blechdicken ergab sich in den Versuchen eine größere lokale Eindrückung w_0 , wodurch es im Versuch zu einem Abfall der Tragfähigkeit kam. Dies liegt daran, dass der Versuch an einem Ersatzträger durchgeführt wurde, wobei globale und lokale Verformungen infolge Lasteinleitung auftreten. Bei größerer Blechdicke konnte am Ersatzbalken lokal eine größere äußere Last F aufgenommen werden, was zu einer Vergrößerung der Eindrückung und damit einer Reduktion der Knittertragfähigkeit führte. An einer Auflagersituation, dies bestätigen auch die Ergebnisse der Versuchsreihen 1 bis 4, siehe Kapitel 3.3 und 3.4, ist die lokale Eindrückung jedoch insofern von der Deckblechdicke abhängig, als dass eine kleinere Blechdicke zu einer größeren Verformung führt. Dieses, auf den spezifischen Versuchsaufbau zurückzuführende Phänomen, wird in der späteren FE-Analyse nochmals aufgegriffen, siehe Kapitel 4.5. Bei der späteren Entwicklung von Bemessungsansätzen wird dieser Sachverhalt ebenfalls beachtet.

Bei der Betrachtung der zum Knitterversagen zugehörigen lokalen Eindrückung fällt auf, dass diese im Traglastzustand des Knitterversagens geringer ist als die Verformung des Schaumkerns bei Erreichen der Druckfestigkeit, siehe Materialversuche Kapitel 3.2.1. Dies bedeutet, dass das Knitterversagen stattfindet, obwohl der Schaumkern noch nicht seine Druckfestigkeit erreicht hat. Demnach ist das Knitterversagen nicht auf ein Materialversagen des Sandwichkerns zurückzuführen, wie dies bei *Stamm/Witte* [47] der Fall ist, sondern auf ein Stabilitätsversagen des Deckbleches.

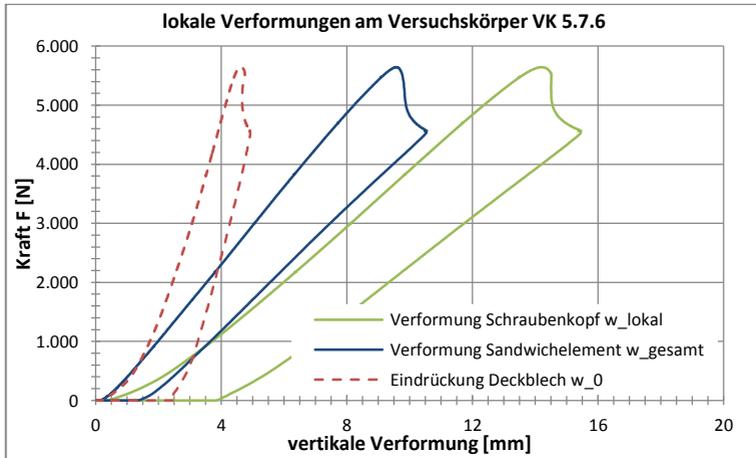


Bild 3.45: Last-Verformungs-Kurve exemplarisch für Knitterversagen

Durch die aus der Eindrückung des Deckbleches entstehenden zusätzlichen Abtriebskräfte nach Theorie II. Ordnung versagt das Deckblech im Grenzzustand der Tragfähigkeit schlagartig. In Bild 3.45 ist das Last-Verformungs-Verhalten eines Versuchskörpers exemplarisch dargestellt. Man erkennt, dass ein Versagen schlagartig eintritt und mit einem deutlichen Abfall der aufnehmbaren Last bei gleichzeitiger Vergrößerung der Verformungen verbunden ist. Die Beanspruchung des Deckbleches besteht aus Druckspannungen und einer Biegebeanspruchung, die zum Ausbilden eines Fließgelenkes führt, siehe Bild 3.43, wodurch das Knittern des Deckbleches hervorgerufen wird. Abschließend lässt sich festhalten, dass das Knittern von der Lasteinleitung beeinflusst wird, wobei äußere Randbedingungen wie etwa der Schraubenabstand oder die Stempelbreite einen Einfluss auf die Abminderung der Knittertragfähigkeit haben, die sich nicht ohne Weiteres pauschal abschätzen lassen.

3.5.5 Fazit

Aus den Versuchen zur Knittertragfähigkeit bei lokaler Lasteinleitung lassen sich die folgenden Ergebnisse zusammenfassend festhalten.

- Die Knittertragfähigkeit hängt von der Lasteinleitung ab. Dabei beeinflusst der Abstand der punktuellen Lasteinleitungen L_S sowie die Breite des linienförmigen Druckstempels B_S die Knittertragfähigkeit.
- Bei einer lokalen Lasteinleitung weicht das Deckblech in Form einer Knitterfalte in den Schaumkern aus. Der Schaumkern befindet sich im Traglastzustand noch im elastischen Bereich. Das Knitterversagen ist

daher ein Stabilitätsversagen des Deckbleches, beeinflusst durch die zusätzliche Eindrückung infolge Lasteinleitung. Das Knitterversagen muss also als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung betrachtet werden.

- Unter zusätzlicher lokaler Lasteinleitung ist es in den durchgeführten Versuchen nicht zu einem Knitterversagen in Form von Deckblechdelamination gekommen. Die Modellvorstellung von *Stamm/Witte* [47] zur Bestimmung der Knittertragfähigkeit anhand der (Haft-)Zugtragfähigkeit des Schaumkernes, siehe Kapitel 2.4.2, konnte nicht bestätigt werden.

4 Numerische Untersuchungen

In diesem Kapitel sollen die numerischen Untersuchungen, die mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente durchgeführt wurden, beschrieben werden. Neben den experimentellen Untersuchungen stellt die numerische Analyse des Tragverhaltens einen wesentlichen Baustein in der Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung zum Tragverhalten unter lokaler Lasteinleitung dar.

Zunächst werden die Zielsetzung und der Lösungsweg dieser numerischen Untersuchungen beschrieben. Daran anschließend folgt ein Kapitel zur generellen Modellierung des verwendeten FE-Modells in Bezug auf die gewählten Elementtypen, die Vernetzung, Materialgesetze und Randbedingungen. Da das FE-Modell im Wesentlichen gleich bleibt, gelten die dort gemachten Angaben für die folgenden drei Kapitel zur numerischen Untersuchung bei punktueller und linienförmiger Lasteinleitung, sowie zur Interaktion von Lasteinleitung und Knitterversagen. Anfangs wird jeweils die Kalibration des FE-Modells vorgestellt und Vergleichsrechnungen der durchgeführten Versuche dargestellt. Abschließend wird eine Parameterstudie durchgeführt und deren Ergebnisse diskutiert. Bei der Betrachtung des Knitterversagens wird die FE-Analyse in eine lineare Verzweigungslastanalyse und eine nicht lineare Traglastanalyse unterteilt. Abschließend werden die Ergebnisse in jedem Kapitel zusammengefasst und im Hinblick auf die Erkenntnisse aus den Versuchen diskutiert.

4.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Neben den experimentellen Untersuchungen, siehe Kapitel 3, stellen ergänzende numerische Untersuchungen mit der Methode der Finiten Elemente (FEM) einen wesentlichen Beitrag zur Problembetrachtung und -lösung dar. Die numerische Simulation des Tragverhaltens von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung ermöglicht vertiefende Untersuchungen zum Tragverhalten. So ist etwa die Berechnung von Spannungs- und Verformungszuständen im Schaumkern möglich, die messtechnisch in den Versuchen nicht erfasst werden können. Zusätzlich können die Geometrie und Materialeigenschaften der Sandwichelemente gezielt eingegeben werden, so dass der untersuchte Parameterbereich gegenüber den Versuchen deutlich ausgeweitet werden kann.

Im ersten Schritt wird zunächst ein Finite Elemente Modell aufgestellt, welches in der Lage ist, das Tragverhalten von Sandwichelementen mit einem Polyurethanhartschaumkern und stählernen Deckblechen realistisch abzubilden. Ausgehend von den vorhandenen experimentellen Untersuchungen können die

Ergebnisse des numerischen Modells verifiziert werden. Die detaillierten Ergebnisse einer FE-Analyse ermöglichen es, das mechanische Verhalten und die zugehörigen Versagenskriterien näher zu bestimmen. Im Rahmen einer anschließenden Parameterstudie kann der Einfluss verschiedener Variationsparameter untersucht werden. Die Ergebnisse der Parameterstudie können, ebenso wie die experimentellen Ergebnisse, wiederum zur Überprüfung eines entwickelten Bemessungsansatzes herangezogen werden.

4.2 Modellierung

Zur Durchführung der numerischen Untersuchungen wurde die kommerziell verfügbare Software ANSYS Classic [S1] Version 12 Academic Research verwendet. Um die Sandwichelemente realitätsnah abbilden zu können, wurde ein dreidimensionales Finite Elemente Modell aufgestellt. In [53] zeigen *Ungermann/Lübke* die Möglichkeit eines alternativen radial-symmetrisch ergänzten FE-Modells auf. Dieses vereinfachte zweidimensionale FE-Modell weist jedoch Unzulänglichkeiten in den Modellierungsmöglichkeiten des Schaumkerns auf, weswegen im Rahmen dieser Arbeit ein umfängliches dreidimensionales Modell entwickelt und verwendet wird.

4.2.1 Elementtypen

Die Wahl der Elementtypen des FE-Modells folgt dem Grundsatz möglichst einfache Elemente zu verwenden, die jedoch die notwendigen Eigenschaften mit sich bringen, um das mechanische Verhalten der Deckbleche und des Schaumkerns zu erfassen.

Zur Modellierung der Stahldeckbleche werden zweidimensionale *Shell181* Elemente [S1] verwendet. Dabei handelt es sich um vierknotige Flächenelemente mit insgesamt drei Translations- und drei Rotationsfreiheitsgraden je Knoten, welche besonders geeignet sind dünne Schalen oder Bleche mit vergleichsweise großen Verformungen zu simulieren, vergleiche [37]. Schubdeformationen werden entsprechend der Plattentheorie nach *Reissner/Mindlin* [43] berücksichtigt. Dabei ist das Element in der Lage sowohl Membran- als auch Biegetragverhalten zu simulieren. Dies ist besonders relevant, da sich dadurch die Annahme eines quasi ausschließlichen Membranspannungszustandes auf dem Deckblechen überprüfen lässt.

Der Sandwichkern wird mit dreidimensionalen *Solid45* Elementen [S1] modelliert. Diese sind achtknotige Volumenelemente, die über drei Translationsfreiheitsgrade je Knoten verfügen. *Solid45* Elemente sind im Vergleich zu anderen möglichen Volumenelementen simpel aufgebaut, verfügen jedoch trotzdem über alle

notwendigen Funktionen. So kann mit diesem Elementtyp auch das anisotrope Materialverhalten berücksichtigt werden.

Die verwendeten Schalen- und Volumenelemente passen insofern zusammen, als dass beide nur über Randknoten und keine zusätzlichen Mittelknoten verfügen. So wäre es alternativ möglich gewesen auch *Shell281* [S1] (achtknotig) und *Solid95* Elemente [S1] (zwanzigknotig) zu verwenden, die jeweils über Mittelknoten zwischen den Randknoten der Elemente verfügen, vergleiche auch [50]. Dadurch hätte sich die Netzdichte zwar reduzieren lassen, diese war jedoch aufgrund der benötigten hohen Netzdichte in dem entscheidenden Lasteinleitungsbereich ohnehin vorhanden.

4.2.2 Vernetzung

Bei der Wahl eines geeigneten FE-Netzes wurden je nach Problemstellung – punktuelle Lasteinleitung, linienförmige Lasteinleitung oder Interaktion Lasteinleitung und Knittern – Netzverfeinerungen in den entscheidenden Bereichen vorgenommen. Generell wurden ausschließlich rechteckige Elemente beziehungsweise Hexaeder verwendet. Diese weisen auch bei konzentrierten Lasten eine größere Rechenstabilität auf und unterliegen auch bei großen Verformungen geringeren Verzerrungen. Je nachdem welche Lasteinleitungsform mit dem FE-Modell untersucht wird, ist eine Anpassung des Elementnetzes sinnvoll.

Bei der punktuellen Lasteinleitung wurde besonderes Augenmerk auf eine feine Vernetzung an der Lasteinleitungsstelle gelegt. In Bild 4.1 ist das FE-Netz für den Fall einer randnahen Lagerung zu sehen. Die Fläche unterhalb der Lasteinleitung, die im Radius der Unterlegscheibe erfolgt, wird sowohl radial als auch in Umfangsrichtung gleichmäßig unterteilt. Außerhalb des Lasteinleitungsbereiches werden die Elemente kontinuierlich vergrößert, bis diese in eine quadratische Form übergehen. Die Elementgröße des modellierten Schaumkerns wird in Dickenrichtung ebenfalls angepasst. Mit Hilfe dieser Vernetzung ist es möglich eine hohe Rechengenauigkeit an den entscheidenden Stellen – an der Lasteinleitung und unmittelbar unterhalb des Deckbleches im Schaumkern – zu erzielen und gleichzeitig eine akzeptable Rechendauer zu gewährleisten.

4.2 Modellierung

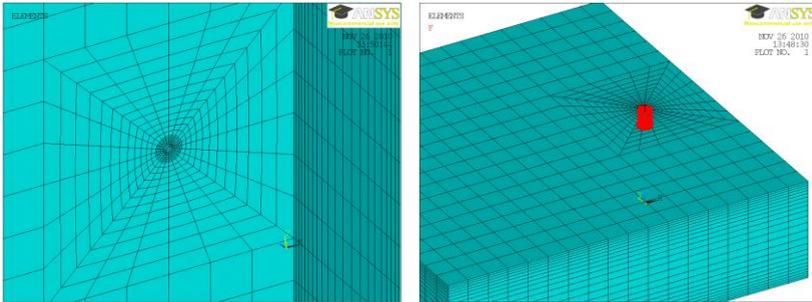


Bild 4.1: FE-Netz bei punktueller Lasteinleitung (hier in Randlage) [52], [53]

Wird die Last als Linienlast auf der Breite B_5 in das Sandwichelement eingeleitet, so wird die Netzgeometrie ebenfalls angepasst. Wie in Bild 4.2 zu erkennen ist, wurde unterhalb der Lasteinleitung eine, auf die Breite bezogen, gleichmäßige Elementgröße verwendet. Das Deckblech wird seitlich zur Lasteinleitung mit Elementen veränderlicher Größe abgebildet. Wie bei der punktuellen Lasteinleitung wird der Sandwichkern in Dickenrichtung ebenfalls mit veränderlichen Elementgrößen modelliert. In Längsrichtung wird die Elementgröße konstant gehalten. Durch die Generierung dieses Elementnetzes ist es möglich, die Trageffekte an der Lasteinleitungsstelle mit hoher Genauigkeit zu erfassen und trotzdem eine vergleichsweise geringe Rechenzeit zu erzielen.

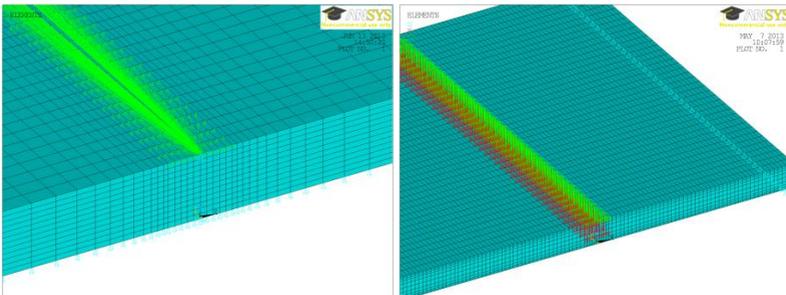


Bild 4.2: FE-Netz bei linienförmiger Lasteinleitung (links) und bei Interaktion linienförmige Lasteinleitung mit Knittern (rechts)

Bei den Simulationen zur Knittertragfähigkeit werden jeweils die zuvor beschriebenen Elementvernetzungen verwendet. Abweichend werden jedoch die Deckbleche durch gleichmäßige Elemente abgebildet, um die Form der Knitterwellen nicht durch eine unregelmäßige Vernetzung zu beeinträchtigen.

4.2.3 Materialgesetze

4.2.3.1 Stahldeckblech

Die Werkstoffeigenschaften der Stahldeckbleche wurden vereinfacht bilinear und isotrop angenommen. Der elastische Anfangsbereich wurde mit einem E-Modul von 210.00 N/mm^2 bis zum Erreichen der Fließgrenze f_y modelliert. Daran anschließend wird das ausgeprägte Fließplateau durch einen Abfall des Elastizitätsmoduls um den Faktor 500 berücksichtigt. Eine anschließende Verfestigung wird nicht angesetzt. Zur Berücksichtigung des isotropen Werkstoffverhaltens wurde eine Querkontraktionszahl von $\nu=0,3$ angesetzt.

4.2.3.2 Polyurethanhartschaum

Die Modellierung der Werkstoffeigenschaften von Polyurethanhartschaum ist komplexer als beim Werkstoff Stahl. Die realitätsnahe numerische Abbildung der Materialeigenschaften des inhomogenen und anisotropen Schaumes ist dabei ausreichend komplex, um Gegenstand eigener Forschungstätigkeit zu sein, vergleiche [19] und [50]. Im Rahmen dieser Arbeit stellt sich vielmehr die Frage welche Modellierungsgenauigkeit notwendig ist, um das makroskopische Verhalten eines Sandwichelementes realistisch zu erfassen. Dabei hat sich in vorherigen Arbeiten gezeigt, dass eine vereinfachte Modellierung als homogener Werkstoff ausreichende Genauigkeit bei Problemstellung wie zum Beispiel dem Knitterversagen liefern, vergleiche [6] und [50].

Dementsprechend wird das Werkstoffverhalten bilinear mit einem linear-elastischen Anfangsbereich unter Berücksichtigung des Druck-E-Moduls E_C bis zum Erreichen der definierten Fließgrenze f_C modelliert. Wie beim Werkstoff Stahl wird das ausgeprägte Fließplateau, welches auch beim Polyurethanhartschaum vorhanden ist, durch eine Reduktion des ursprünglichen E-Moduls erreicht. Eine Verfestigung wird nicht berücksichtigt. Die vorhandene Anisotropie des Materials, vergleiche Kapitel 2.1.2.2, die durch die Messergebnisse in Kapitel 3.2 bestätigt wurde, wird ebenfalls berücksichtigt. So werden die Materialparameter E-Modul E_C , Schubmodul G_C und Querkontraktionszahl ν_C als voneinander unabhängige Konstanten eingegeben. Das unterschiedliche Materialverhalten je nach Belastungsrichtung kann auf diese Weise ebenfalls berücksichtigt werden. Jedoch haben die durchgeführten Versuche gezeigt, dass sich das Materialverhalten senkrecht zur Aufschäumrichtung nicht wesentlich von dem in Aufschäumrichtung unterscheidet. Dies ist zwar durchaus ungewöhnlich für Polyurethanhartschaum, dennoch wurde das Werkstoffverhalten im Rahmen dieser Arbeit dementsprechend modelliert.

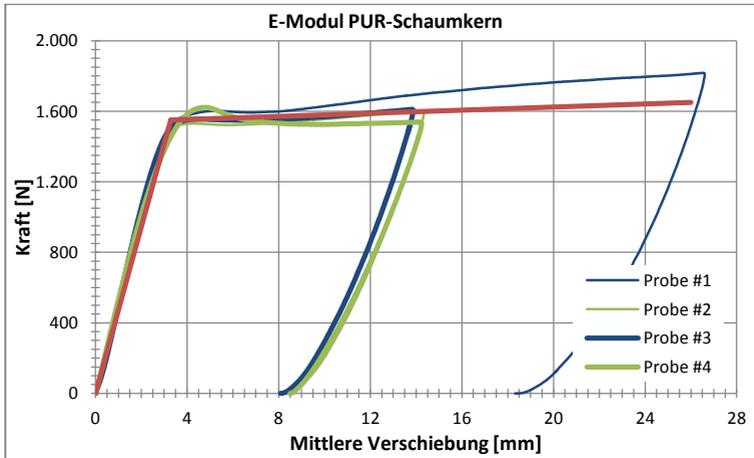


Bild 4.3: Bilineares Materialgesetz für PUR-Schaumelemente (hier Vergleich mit Versuchskörpern VK X.1) [53]

In Bild 4.3 erkennt man, dass die bilineare Modellierung das tatsächliche Tragverhalten in guter Näherung wiedergibt. Außerdem ist zu erkennen, dass die Richtungsabhängigkeit der Belastung hier nicht sonderlich ausgeprägt ist. Probe 4 ist senkrecht zur Aufschäumrichtung beansprucht worden. Für den E-Modul gilt damit $E_{C,x}=E_{C,y}=E_{C,z}$, ebenso für den Schubmodul $G_{C,xy}=G_{C,xz}=G_{C,yz}$ und die Querkontraktionszahl, wobei $\nu_c=0,1$ gesetzt wird.

4.2.4 Lasteinleitung und Lagerung

4.2.4.1 Lasteinleitung

Die Lasteinleitung erfolgt punktuell oder linienförmig mit entsprechender Vernetzung. Die Lasten werden als Knotenlasten direkt auf die Schalenelemente der modellierten Deckbleche aufgebracht.

Bei der punktuellen Lasteinleitung über eine Unterlegscheibe wird das Deckblech im Radius der Unterlegscheibe derart elementiert, dass eine gleichmäßig verteilte Lasteinleitung durch die Aufbringung einzelner Knotenlasten erfolgen kann, vergleiche Bild 4.1. *Ungermann/Lübke* zeigten in [53], dass es nicht erforderlich ist die Unterlegscheibe als eigenes Bauteil zu modellieren. Zum Vergleich wurde die Unterlegscheibe mit Schalenelementen modelliert und am Innenrand konzentriert belastet, wie dies in der Realität durch den Schraubenkopf erfolgt. Die Kraftübertragung in das Deckblech erfolgt über Federelemente, welche die Steifigkeit der EPDM-Dichtung aufweisen. Vergleicht man die damit gewonnenen Ergebnisse in Bezug auf das Kraft-Verformungsverhalten und die

Spannungszustände, ergeben sich nur marginale Unterschiede zu der direkten Lastaufbringung auf das Deckblech. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit das Vorgehen über direkte Lastaufbringung in den Deckblechknoten weiter verfolgt. Die Aufbringung der einzelnen Knotenlasten ist auch in Bild 4.1 zu erkennen.

Da bei der linienförmigen Lasteinleitung die Grenztragfähigkeit über ein Verformungskriterium definiert ist, wird in dem zugehörigen FE-Modell die äußere Beanspruchung nicht über Knotenlasten sondern über Knotenverschiebungen im Bereich der Lasteinleitung aufgebracht. Die definierte Tragfähigkeit kann auf diese Weise wesentlich einfacher ermittelt werden als bei der punktuellen Lasteinleitung, da direkt die Grenzverformung von $w_0=2\text{mm}$ als äußere Zwangsverschiebung durch den Lasteinleitungsstempel vorgegeben werden kann.

Bei der Interaktion der Lasteinleitung mit einem Knitterversagen werden die Lasten als Knotenkräfte aufgebracht, wobei die betreffenden Knoten in ihrer vertikalen Verschiebung gekoppelt werden. Bei der punktuellen Lasteinleitung wird dadurch eine gleichmäßige Beanspruchung durch die verschiedenen Schrauben sicher gestellt und bei der linienförmigen Lasteinleitung die gleichmäßige Lastübertragung im Bereich des Druckstempels.

4.2.4.2 Lagerung

Die Lagerungsbedingungen, die im FE-Modell berücksichtigt werden, sollen die Lagerung der Versuchskörper möglichst realistisch abbilden. Sowohl im Fall der rein lokalen Betrachtung als auch bei der Untersuchung des Interaktionsverhaltens erfolgt die Lagerung jeweils nur am unbeanspruchten (unteren) Deckblech. Das durch die Lasteinleitung beanspruchte (obere) Deckblech wird ausschließlich durch den Schaumkern gestützt.

Bei den Versuchen zur lokalen Tragfähigkeit erfolgte die Lagerung der Prüfkörper vollflächig am unteren Deckblech, daher wird auch im FE-Modell die vertikale Verschiebung der Knoten des unteren Deckbleches verhindert. Zulässige Translationen und Rotationen des Gesamtelementes werden durch entsprechend ausgebildete punktuelle horizontale Lagerungen gewährleistet. Diese Auflagerung entspricht der Auflagersituation in den Versuchen. Es hat sich gezeigt, dass die Versuche zur linienförmigen Lasteinleitung ebenfalls als vollflächig gelagert modelliert werden können. Die FE-Ergebnisse bestätigen, dass sich das Tragverhalten nur unwesentlich unterscheidet, unabhängig davon ob der Probekörper nun, wie im Versuch, über Kontaktpressung unverschieblich gelagert ist, oder ob eine tatsächliche Lagerung des unbeanspruchten Deckbleches vorliegt.

Zur Modellierung der Interaktionsversuche von lokaler Lasteinleitung und einem Bauteilversagen infolge Knitterns wird der Probekörper als Einfeldträger

modelliert. Wie in den Versuchen wurde das unbeanspruchte Deckblech an den Seitenrändern liniengelagert. Um keine unbeabsichtigte Einspannung des Deckbleches herzustellen, wurde nur eine Knotenreihe vertikal unverschieblich gehalten. Es kommt an diesen Auflagerstellen zwar, so wie an der Lasteinleitungsstelle, zu hohen lokalen Beanspruchungen, jedoch sind diese im Gegensatz zur Lasteinleitungsstelle in Feldmitte nicht maßgebend.

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

4.3.1 Kalibration und Vergleichsrechnung

Die FE-Analyse bietet die Möglichkeit Vergleichsrechnungen zu den durchgeführten experimentellen Untersuchungen, siehe Kapitel 3.3, anzustellen. Auf Grundlage dieser Vergleichsrechnungen kann das FE-Modell zunächst anhand der Versuchsergebnisse kalibriert werden, um anschließend für weitere Parameterstudien genutzt zu werden. Im Folgenden wird an einem repräsentativen Beispiel gezeigt, dass die Verformungen und die im Deckblech vorhandenen Spannungen in Abhängigkeit von der einwirkenden äußeren Last in sehr guter Näherung zu den durchgeführten Versuchen wiedergegeben werden.

4.3.1.1 Vergleichsrechnung elastischer Verformungen und Spannungen

Im Folgenden werden exemplarisch die Ergebnisse einer FE-Vergleichsrechnung für den Versuchskörper VK2.1a vorgestellt. Diese Ergebnisse, welche durchweg sehr gute Übereinstimmungen zu den experimentell bestimmten Messdaten zeigen, sind repräsentativ auch für die übrigen Versuchskörper. Für die Laststufen 4kN und 2kN kann die Verformung des Deckbleches, welche in den Versuchen über externe Wegaufnehmer erfasst wurde, in guter Näherung wiedergegeben werden, siehe Bild 4.4. Die Diskrepanz der Verformungen an der Lasteinleitungsstelle $w(x=0)=w_0$ sind dadurch zu erklären, dass der entsprechende Wegaufnehmer auf dem Schraubenkopf auflag und dementsprechend auch die Verformung und das Umschlagen der konvexen Unterlegscheibe in eine konkave Form mitgemessen hat. Da das Umschlagen der Unterlegscheibe bei einer äußeren Last von ca. 1,2kN erfolgte, sind die Verformungen für höhere Laststufen sicherlich um einen Wert von ca. 2,0mm zu groß. Zusätzlich wird die auf die Unterlegscheibe vulkanisierte EPDM-Dichtung, hier mit 2mm Schichtdicke, deutlich komprimiert. Dadurch ist lastabhängig mindestens ein weiterer Millimeter an Verformung zu erklären. Insgesamt kann davon ausgegangen werden, dass die eigentliche Deckblechverformung an der Stelle w_0 um ca. 2 bis 3mm geringer ist, als die gemessene Verformung des Schraubenkopfes. Die Übereinstimmung mit den FE-Ergebnissen, bei denen nur die

Deckblechverformung bestimmt wird, ist damit auch an der Lasteinleitungsstelle vorhanden.

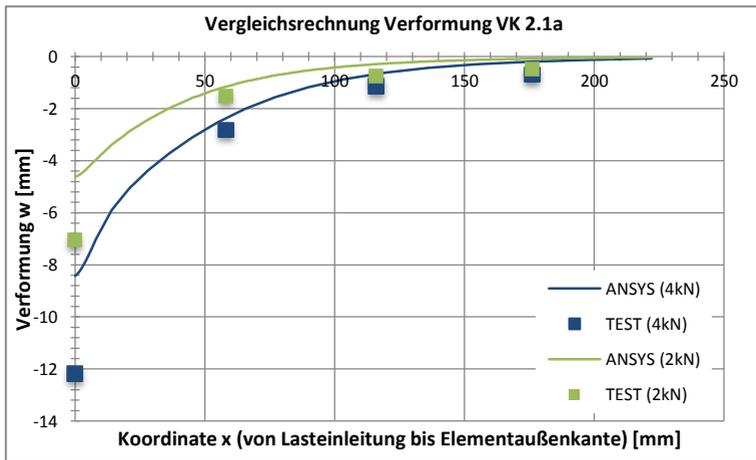


Bild 4.4: FE-Vergleichsrechnung der Deckblechverformung

An dieser Stelle soll auch nochmals auf die Untersuchung des von der Kerndicke unabhängigen Tragverhaltens aus Kapitel 3.3.4.1 eingegangen werden. Wie dort gezeigt wird, ist das Tragverhalten von Sandwichelementen bei punktueller Lasteinleitung im Wesentlichen unabhängig von der Dicke des Schaumkerns. Eine FE-gestützte Untersuchung dieses Sachverhaltes bestätigt dabei die theoretischen Überlegungen aus Kapitel 3.3.4.1. So ist in Bild 4.5 der numerisch bestimmte Verlauf der vertikalen Verzerrungen ϵ_z des Schaumkerns für ein konkretes Beispiel dargestellt. Zusätzlich ist der Vergleich mit dem theoretisch rechnerischen Verzerrungsverlauf für ein rein linear-elastisches Tragverhalten angegeben (blaue Kurve).

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

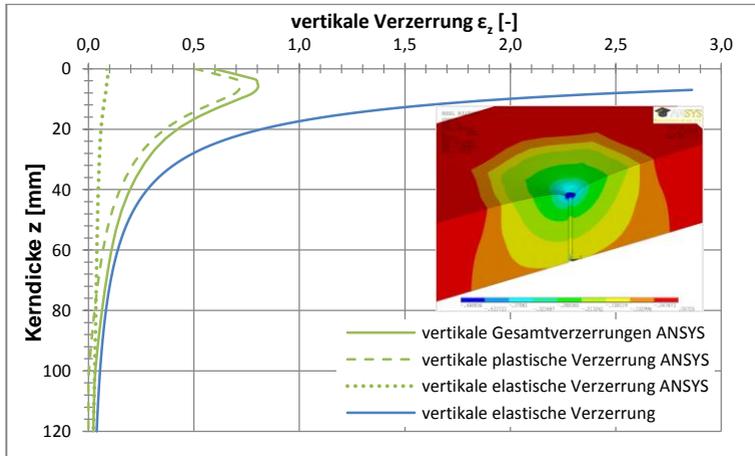


Bild 4.5: FE-Untersuchung zum Spannungs- und Verzerrungsverlauf über die Schaumkerndicke (inklusive oben FE-Plot Spannungen σ_x)

Die numerische Analyse ergab zum einen, dass die Verzerrungen direkt unterhalb der Lasteinleitung geringer ausfallen, da die Deckbleche zu einer Spannungsverteilung in den Schaumkern beitragen, die bei der vereinfachten theoretischen Betrachtung nicht berücksichtigt wurde. Zum anderen bestätigt sich auch unter Berücksichtigung von Plastizierungen im Schaumkern die Erkenntnis, dass der wesentliche Teil des Lastabtrages in den oberen Schichten innerhalb des Schaumkerns erfolgt. In den oberen ca. 40mm der Kernschicht sind die vorhandenen Vertikalverzerrungen deutlich größer als darunter. Vor allem plastische Verzerrungen sind im oberen Bereich des Kerns konzentriert. Damit werden die bisherigen linear-elastischen Betrachtungen bestätigt und es kann davon ausgegangen werden, dass die Schaumkerndicke eine unwesentliche Rolle beim Lastabtrag spielt. Dies wurde bereits bei den Versuchen festgestellt und kann als wesentliche Erkenntnis festgehalten werden.

Neben den Verformungen des Deckbleches wurden in den Versuchen auch die Verzerrungen auf der Oberseite der Deckbleche durch Applizierung von Dehnungsmessstreifen gemessen. Die radialen Verzerrungen sind in Bild 4.6 zusammengestellt. Dabei zeigt sich, dass die numerisch bestimmten Verzerrungen des Deckbleches in guter Übereinstimmung zu den gemessenen Versuchswerten stehen. Neben den Verformungen, ist das FE-Modell also auch in der Lage den radialen Verzerrungs- und damit auch Spannungszustand auf dem Deckblech realitätsnah wiederzugeben.

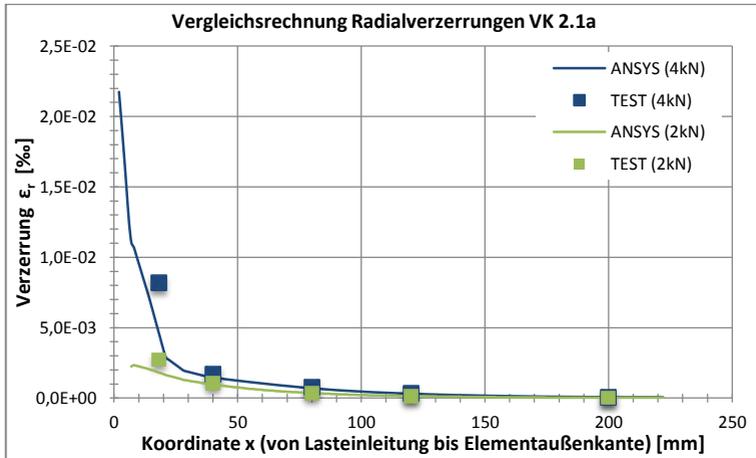


Bild 4.6: FE-Vergleichsrechnung der radialen Deckblechverzerrungen

Die experimentellen Untersuchungen ließen vermuten, dass die vorhandenen Umfangsspannungen für die Tragfähigkeit von Sandwechelementen gegenüber Durchknöpfen von besonderer Bedeutung sind. In *Ungermann/Lübke* [53] wurde gezeigt, dass Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitung für ein Durchknöpfversagen verantwortlich sind. Daher ist es von entscheidender Bedeutung für eine möglichst exakte FE-gestützte Bestimmung der Durchknöpftragfähigkeit, dass die tangentialen Verzerrungen auf dem Deckblech realistisch berechnet werden können. In Bild 4.7 ist der Vergleich der experimentell ermittelten Deckblechverzerrungen mit den entsprechenden FE-Ergebnissen für Umfangsverzerrungen dargestellt. Man erkennt, dass die FE-Ergebnisse in der Lage sind das tatsächliche Tragverhalten in Bezug auf die Umfangsverzerrungen und damit auch auf die Umfangsspannungen realistisch wiederzugeben.

Diese Erkenntnis ist von besonderer Bedeutung, da über die an der Lasteinleitung vorhandenen Zugumfangsspannungen beziehungsweise über die vorhandenen Zugumfangsverzerrungen ein Grenzkriterium für ein Durchknöpfversagen in das FE-Modell implementiert wird, über das die Durchknöpftragfähigkeiten bestimmt werden können.

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

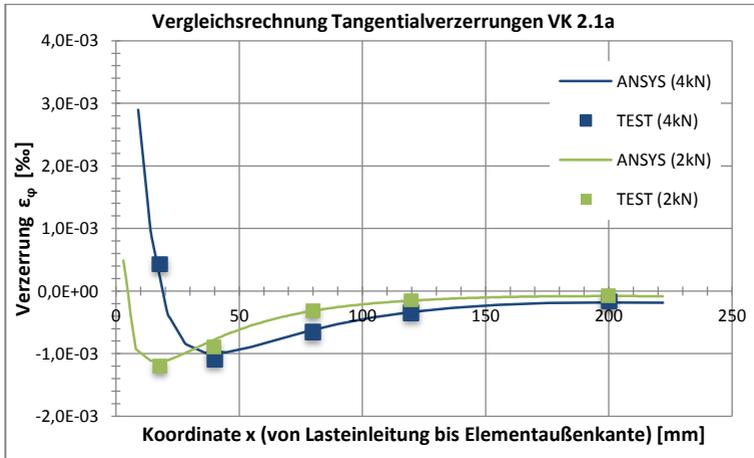


Bild 4.7: FE-Vergleichsrechnung der tangentialen Deckblechverzerrungen

4.3.1.2 Traglastanalyse

Da die FE-Ergebnisse die Messergebnisse aus den Versuchen bestätigen, siehe vorheriges Kapitel, kann davon ausgegangen werden, dass das FE-Modell in der Lage ist, das elastische Tragverhalten von punktuell beanspruchten Sandwichelementen zu beschreiben. Um auch die Durchknöpftragfähigkeit der Sandwichelemente numerisch berechnen zu können, ist es im nächsten Schritt notwendig ein geeignetes Grenzkriterium in das FE-Modell zu implementieren. Bereits die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass an der Lasteinleitungsstelle konzentrierte Zugumfangsspannungen vorhanden sind. Diese machen *Ungermann/Lübke* in [53] für ein Durchknöpfversagen verantwortlich. Betrachtet man den Verlauf der Hauptspannungstrajektorien an der Lasteinleitungsstelle in Bild 4.8 wird deutlich, dass die Aufteilung der Hauptspannungen, wie vermutet, radial und tangential zur Lasteinleitung erfolgt. Der Spannungszustand ist dabei, wie bereits in den Versuchen festgestellt, radial-symmetrisch verteilt.

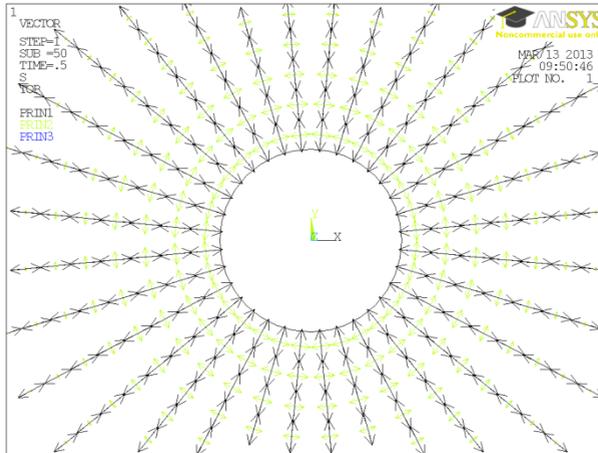


Bild 4.8: Spannungstrajektorien an der Lasteinleitungsstelle

Im Zuge der ersten Beobachtungen wurde bereits ein vorwiegender Membranspannungszustand auf dem Deckblech unterstellt, wobei das Biegetragverhalten des Deckbleches als vernachlässigbar angesehen wird. Diese Annahme kann mit Hilfe des FE-Modelles weitestgehend bestätigt werden. Während in Bild 4.7 die Umfangsverzerrungsverläufe noch ausschließlich an der Oberseite des Deckbleches, an der die Dehnungsmessstreifen appliziert wurden, dargestellt sind, ist in Bild 4.9 der Spannungsverlauf über die Deckblechdicke aufgetragen. Dabei wird deutlich, dass die Spannungen an der Ober- und Unterseite des Deckbleches zwar in gewissem Maße unterschiedlich sind, dass das grundlegende Tragverhalten jedoch gut durch die Membranspannungen abgebildet werden kann. Die Ergebnisse für die Membranspannungsauswertung mittig im Deckblech zeigen akzeptable Übereinstimmungen zu den an der Oberseite des Deckbleches gemessenen Verzerrungen. Das Deckblech befindet sich also hauptsächlich in einem Membranspannungszustand, wobei die vorhandenen Biegeeffekte in guter Näherung vernachlässigt werden können.

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

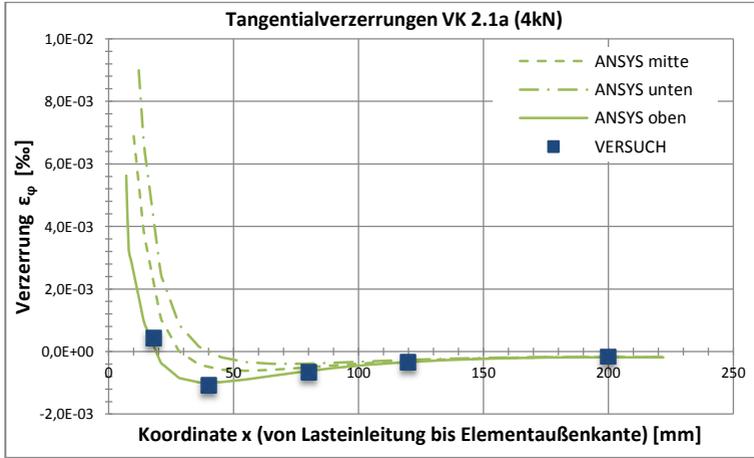


Bild 4.9: Spannungszustände an der Ober- und Unterseite sowie mittig im Deckblech

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen zum Tragverhalten kann ein Grenzkriterium entwickelt werden mit dem Ziel die aufnehmbare Durchknöpftragfähigkeit zu ermitteln. Dieses Grenzkriterium lautet: bei Überschreiten der Bruchfestigkeit des Deckbleches an der Lasteinleitungsstelle reißt das Deckblech auf und ein Durchknöpfversagen tritt ein. Da das Materialverhalten bilinear modelliert wurde, ist es sinnvoll die Bruchdehnung ϵ_u anstatt der Bruchspannung f_u zu berücksichtigen. Das ausgeprägte Fließplateau wird bei der Materialmodellierung durch einen Abfall des linear-elastischen Astes berücksichtigt. Dieser Abfall verfügt über einen reduzierten E-Modul von $E_{red}=210.000/500=420\text{N/mm}^2$, siehe Bild 4.10. Setzt man nun nach Gleichung (4.1) die maximale Bruchdehnung ϵ_u als Grenzkriterium für ein Durchknöpfen an und ermittelt die zugehörige äußere Last, so lässt sich daraus auf die Traglast gegenüber einem Durchknöpfversagen zurückschließen.

$$\epsilon_\varphi \leq \epsilon_u = \epsilon_Y + \Delta\epsilon = \frac{f_Y}{E} + \frac{(f_u - f_Y)}{E_{red}} \quad (4.1)$$

Für die hier getesteten und im Zuge einer Vergleichsrechnung untersuchten Versuchskörper ergeben sich als grobe Richtwerte anzusetzende Bruchdehnungen von in etwa $\epsilon_u=0,15-0,25$. Bei den Probekörpern, bei denen in den Materialversuchen keine Verfestigung nach Erreichen der Fließgrenze f_Y mehr festzustellen war ($f_u \approx f_Y$), wurde die anzusetzende Bruchdehnung anhand der vorliegenden Materialversuche zu $\epsilon_u=0,15$ abgeschätzt.

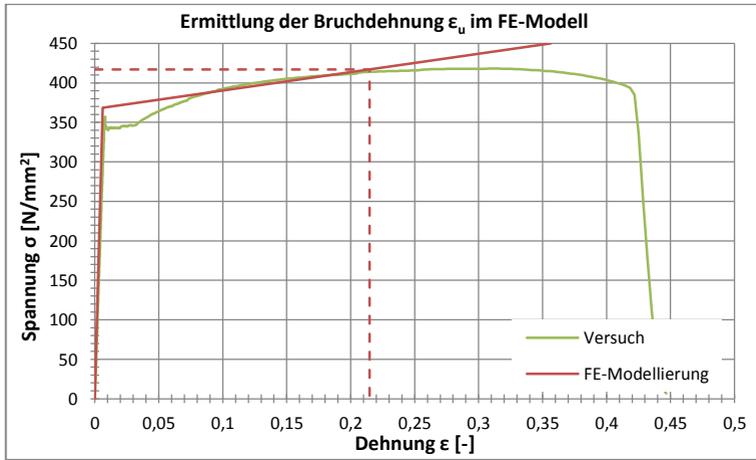


Bild 4.10: Schematische Darstellung der Ermittlung der Bruchdehnung

Für die hier getesteten und im Zuge einer Vergleichsrechnung untersuchten Versuchskörper ergeben sich als grobe Richtwerte anzusetzende Bruchdehnungen von in etwa $\epsilon_u=0,15-0,25$. Bei den Probekörpern, bei denen in den Materialversuchen keine Verfestigung nach Erreichen der Fließgrenze f_y mehr festzustellen war ($f_u=f_y$), wurde die anzusetzende Bruchdehnung anhand der vorliegenden Materialversuche zu $\epsilon_u=0,15$ abgeschätzt.

Tabelle 4.1: Vergleichsrechnung Traglasten Versuche mit FE-Berechnung

VK #	d [mm]	t [mm]	d _w [mm]	F _{p,test} [kN]	F _{p,ANSYS} [kN]	F _{p,ANSYS} /F _{p,test} [-]
2.1a	120	0,6	22	5,04	5,35	1,06
2.1b	120	0,6	19	4,77	4,68	0,98
2.1c	120	0,6	16	4,17	3,99	0,96
2.2a	60	0,6	22	5,65	5,42	0,96
2.2b	60	0,6	19	4,67	4,73	1,01
2.2c	60	0,6	16	4,30	4,04	0,94
2.3a	120	0,5	22	4,35	4,40	1,01
2.3b	120	0,5	19	3,45	3,84	1,11
2.3c	120	0,5	16	3,24	3,27	1,01
2.4a	60	0,5	22	4,43	4,46	1,01
2.4b	60	0,5	19	3,68	3,90	1,06
2.4c	60	0,5	16	3,07	3,32	1,08
2.5a	100	0,65	22	4,38	4,76	1,09
2.5b	100	0,65	19	4,18	4,15	0,99
2.5c	100	0,65	16	3,46	3,53	1,02
Mittelwert [-]						1,02
s [-]						0,05

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

Wird in das FE-Modell das Erreichen der Bruchdehnung ϵ_u nach Gleichung (4.1) als Grenzkriterium für ein Durchknöpfversagen implementiert, lassen sich die Durchknöpftragfähigkeiten von Sandwichelementen bestimmen. In Tabelle 4.1 sind die Ergebnisse dieser Vergleichsrechnung zusammengestellt.

Auch die grafische Darstellung der Vergleichsrechnung in Bild 4.11 verdeutlicht die gute Übereinstimmung der numerisch gewonnenen Ergebnisse mit den experimentellen Durchknöpftragfähigkeiten.

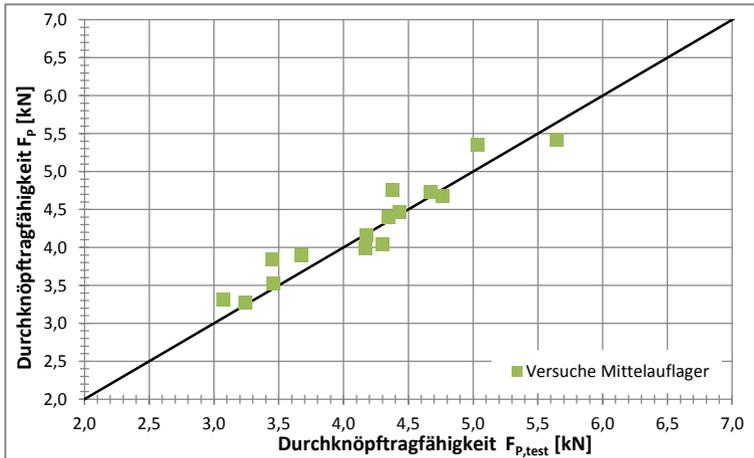


Bild 4.11: Vergleichsrechnung Durchknöpftragfähigkeiten aus Versuchen mit FE-Berechnung

Bei der rand- oder ecknahen Verankerung ist das grundlegende Tragverhalten identisch zur mittigen Lasteinleitung. Der radial-symmetrisch verteilte Spannungszustand kann sich jedoch infolge der freien Ränder nicht ausbilden. Stattdessen passt sich der Spannungsverlauf den Randbedingungen an. In den experimentellen Untersuchungen haben Messungen mit Dehnungsmessstreifen bereits gezeigt, dass gegenüber dem freien Rand größere Umfangsspannungen vorliegen als parallel dazu. Dies konnte durch die numerischen Untersuchungen bestätigt werden.

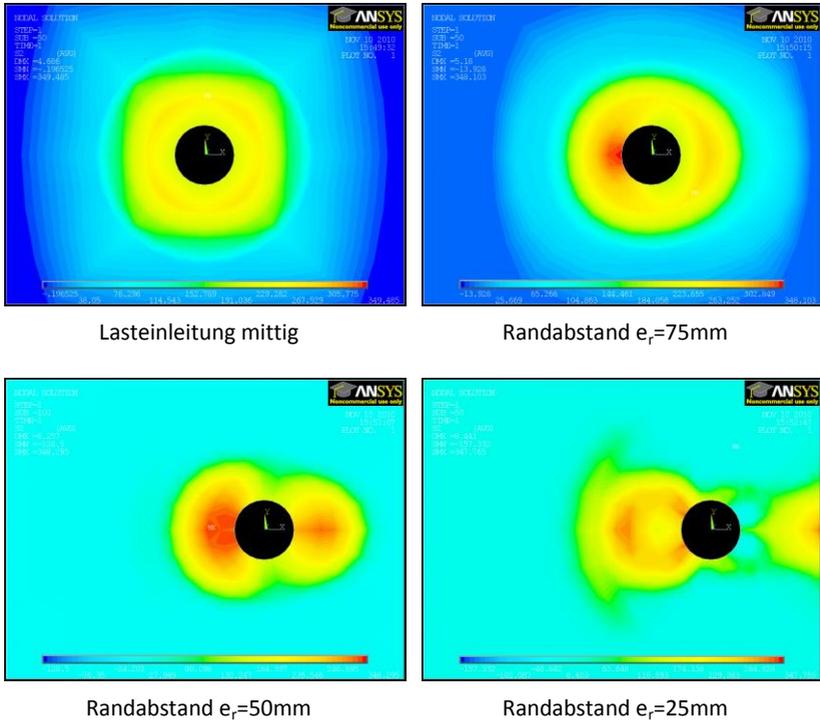


Bild 4.12: Umfangsspannung σ_φ abhängig vom Randabstand e_r ,

Die FE-Analyse zeigt, dass die Umfangsspannungen, abhängig vom Randabstand der Lasteinleitung ungleichmäßig verteilt sind, siehe Bild 4.12. Gegenüber dem freien Rand liegen Spannungskonzentrationen vor, die sich vergrößern, je näher die Lasteinleitung am freien Rand liegt, siehe Bild 4.13. Nach Erreichen eines Mindestabstandes, welcher hier zu 50mm gesetzt wird, nehmen die Spannungskonzentrationen zwar wieder ab, es treten dann jedoch auch andere Versagensformen als das Durchknöpfen auf. Die Durchknöpftragfähigkeit wird durch die Spannungsspitzen der Umfangsspannung reduziert. Die Reduktion ist wiederum abhängig vom Randabstand e_r . Dabei bestätigen die numerischen Untersuchungen, dass ein Randabstand von weniger als 50mm vermieden werden sollte, da dann andere Versagensmechanismen auftreten können, wie etwa das Ausreißen des Deckbleches oder auch der Ausbruch des Schaumkerns. Die in den Versuchen festgestellte Reduktion der Durchknöpftragfähigkeit für randnahe Verankerungen in Abhängigkeit vom Randabstand e_r lässt sich also durch die FE-Untersuchungen nachvollziehen.

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

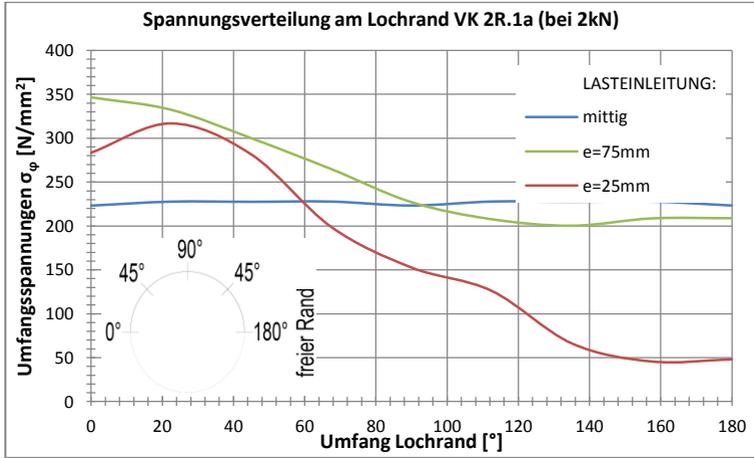


Bild 4.13: Verteilung der Umfangsspannung σ_φ entlang dem Bohrlochrand abhängig vom Randabstand e_r [53]

Die mechanische Modellvorstellung zum Tragverhalten und zum Versagen eines Sandwichelementes infolge Durchknöpfens ist für die rand- oder ecknahe Lasteinleitung also ebenso anwendbar wie bei von Randeinflüssen ungestörter Beanspruchung. In Tabelle 4.2 sind die Ergebnisse dieser Vergleichsrechnung zusammengestellt. Dabei wird auf eine Vergleichsrechnung der Versuche mit einem Randabstand kleiner 50mm verzichtet, da die beobachteten Versagensformen vom Durchknöpfen abwichen und somit nicht sinnvoll mit dem hier entwickelten Ansatz bestimmt werden können.

Tabelle 4.2: Vergleichsrechnung Traglasten Versuche mit FE-Berechnung

VK #	d [mm]	t [mm]	d_w [mm]	F _{P,TEST} [kN]	F _{P,ANYS} [kN]	F _{P,ANYS} /F _{P,TEST} [-]	F _{P,TEST} [kN]	F _{P,ANYS} [kN]	F _{P,ANYS} /F _{P,TEST} [-]
				e _r =75mm			e _r =50mm		
2R.1a	120	0,6	22	4,58	4,86	1,06	4,56	4,67	1,02
2R.1b	120	0,6	19	4,03	4,21	1,05	4,70	4,09	0,87
2R.1c	120	0,6	16	3,91	3,52	0,90	3,96	3,43	0,87
2R.2a	60	0,6	22	5,14	4,59	0,89	4,51	4,13	0,92
2R.2b	60	0,6	19	4,25	4,06	0,96	3,98	3,64	0,91
2R.2c	60	0,6	16	4,13	3,49	0,84	3,05	3,10	1,02
2R.3a	120	0,5	22	3,79	4,05	1,07	4,15	3,91	0,94
2R.3b	120	0,5	19	3,67	3,51	0,96	3,50	3,41	0,97
2R.3c	120	0,5	16	3,38	2,88	0,85	3,14	2,82	0,90
2R.4a	60	0,5	22	3,70	3,86	1,04	3,60	3,43	0,95
2R.4b	60	0,5	19	3,34	3,40	1,02	3,14	3,01	0,96
2R.4c	60	0,5	16	2,92	2,87	0,98	3,02	2,59	0,86
				Mittelwert [-]			Mittelwert [-]		
				s [-]			s [-]		

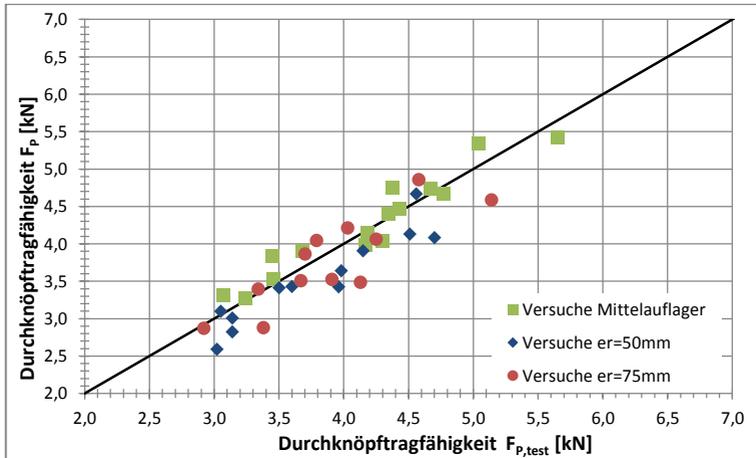


Bild 4.14: Vergleichsrechnung Traglasten Versuche mit FE-Berechnung

Die numerisch bestimmten Durchknöpffragfähigkeiten weisen nur geringe Abweichungen zu den experimentell gewonnenen Ergebnissen auf, siehe auch Bild 4.15. Das FE-Modell ist also in der Lage die Durchknöpffragfähigkeit von Sandwichelementen zu bestimmen. Dies gilt sowohl für die mittige Lasteinleitung als auch die randnahe Lasteinleitung. Damit hat sich die bisherige Modellvorstellung des Tragverhaltens von Sandwichelementen unter lokaler punktueller Lasteinleitung bestätigt. Durch radial-symmetrischen Zug- und Druckringe im Deckblech, die aufgrund der federelastischen Bettung verschmiert wirken, und die Konzentration von Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitung wird ein Durchknöpfen des Deckbleches ausgelöst.

4.3.2 Parameterstudie

Mit dem kalibrierten FE-Modell werden nach der erfolgreichen Vergleichsrechnung der Versuche ergänzende Parameterstudien durchgeführt. Diese dienen zum einen der Erweiterung der vorhandenen Datenbasis für die spätere Verifikation eines entwickelten Bemessungsansatzes, zum anderen können mit dieser Parameterstudie zusätzlich zu den Versuchen nochmals die wesentlichen Einflussparameter gesteuert werden und deren Einfluss auf das Tragverhalten und die Durchknöpffragfähigkeit betrachtet werden.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Parameterstudie wurden die folgenden Parameter variiert.

- Unterlegscheibendurchmesser $d_w = 11 \mid 14 \mid 16 \mid 19 \mid 22\text{mm}$
- Stahldeckblechdicke $t = 0,4 \mid 0,6 \mid 0,8\text{mm}$

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

- Stahldeckblech Fließgrenze $f_y = 350 \mid 400 \mid 450 \text{N/mm}^2$
- Schaumkern E-Modul $E_c = 2 \mid 4 \mid 6 \text{N/mm}^2$
- Schaumkern Festigkeit $f_c = 0,10 \mid 0,14 \mid 0,18 \text{N/mm}^2$

Insgesamt ergeben sich damit 405 Rechenergebnisse. Diese sind aufgrund des Umfanges nur in Anhang B.1 zusammenfassend dargestellt. Da sich in den bisherigen Untersuchungen bestätigte, dass die Dicke der Sandwichelemente in dem hier betrachteten Kerndickenbereich keine Rolle spielt, wurde dieser Parameter nicht variiert, sondern konstant zu 100mm gewählt. Des Weiteren erfolgte die Lasteinleitung zunächst ausschließlich mittig. Da im Rahmen dieser Parameterstudie nur die Fließgrenze der Stahldeckbleche variiert wurde und nicht noch zusätzlich die Bruchfestigkeit, wird die Bruchdehnung ϵ_u wie bei den Vergleichsrechnungen zu 15% abgeschätzt.

Aus den Ergebnissen der Parameterstudie und der Vergleichsrechnungen der Versuche lässt sich die Wirkung einiger Einflussfaktoren auf die Tragfähigkeit bestimmen. So zeigt sich beispielsweise deutlich, dass der Durchmesser der verwendeten Unterlegscheibe einen praktisch linearen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat, wobei der Zusammenhang streng genommen affin linear ist, siehe Bild 4.15. Dies ist verständlich, denn selbst mit einer punktuellen Lasteinleitung, vergleichbar mit einem Nadelstich, würde das Sandwichelement eine gewisse lokale Tragfähigkeit aufweisen. Diese Beobachtung deckt sich mit dem Tragverhalten bei linienförmiger Lasteinleitung.

Bei der Betrachtung der folgenden Darstellungen der FE-Rechenergebnisse ist zu beachten, dass die numerischen Tragfähigkeitswerte nur für die oben aufgeführten konkreten Parameter bestimmt wurden. Daher wäre im Grunde genommen eine punktuelle Darstellung angebracht. Um jedoch den Verlauf der FE-Ergebnisse zu verdeutlichen und im Vergleich zu den Versuchswerten zu veranschaulichen werden die FE-Ergebnisse durch Ausgleichskurven verbunden. Diese Veranschaulichung erfolgt auch bei den folgenden Darstellungen der Ergebnisse der FE-Parameterstudien.

Neben der Unterlegscheibe zeigen auch die Deckblechdicke und die Materialfestigkeit der Stahldeckbleche einen quasi linearen Einfluss auf die Durchknöpfftragfähigkeit. Wie in Bild 4.16 zu erkennen ist, hängt die Durchknöpfftragfähigkeit linear von der Deckblechdicke t der lokal belasteten Deckschale des Sandwichelementes ab.

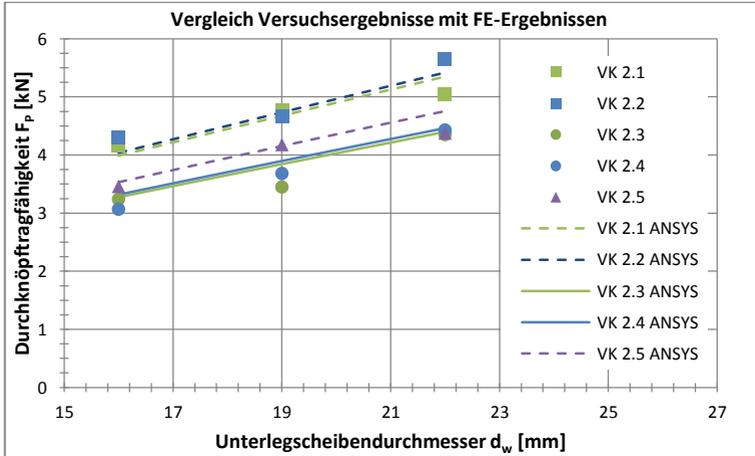


Bild 4.15: Vergleich der experimentell ermittelten Durchknöpffragfähigkeiten mit numerisch berechneten Tragfähigkeiten in Abhängigkeit vom Unterlegscheibendurchmesser d_w

Die Fließgrenze f_y beeinflusst die Durchknöpffragfähigkeit in gleicher Weise wie die Deckblechdicke t . Für die Umfangsspannungen sind Deckblechdicke und Fließgrenze des Materials in gleichem Maße von Bedeutung und zeigen einen linearen Einfluss auf die Tragfähigkeit.

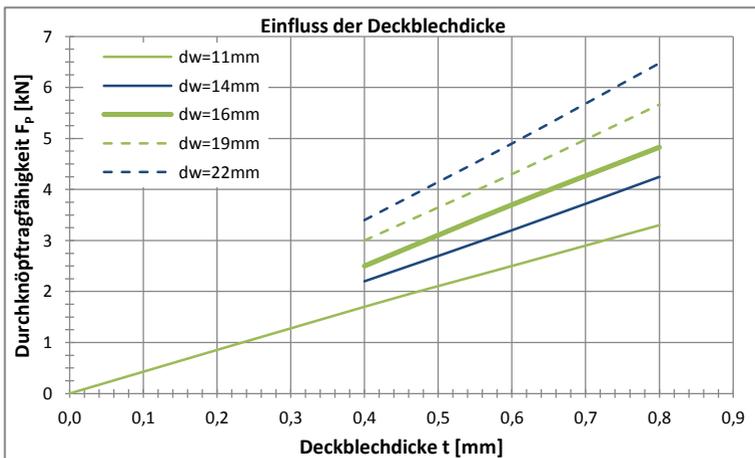


Bild 4.16: Numerisch berechneten Tragfähigkeiten in Abhängigkeit von der Deckblechdicke t (hier: $f_c=0,1\text{N/mm}^2$, $E_c=2,0\text{N/mm}^2$, $f_y=350\text{N/mm}^2$)

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

Der Einfluss des E-Moduls und der Druckfestigkeit des Schaumkerns zeigt sich im Wesentlichen in der lokalen Verformung. Die lokale Steifigkeit des Sandwichelementes wird wesentlich durch den E-Modul des PUR-Kerns beeinflusst. Die Größe der lokalen Verformung an der Lasteinleitungsstelle bei Erreichen der Durchknöpfftragfähigkeit nimmt demnach mit steigendem E-Modul des Kernmaterials ab, siehe Bild 4.17. Die Durchknöpfftragfähigkeit an sich, wird durch die Eigenschaften des Schaumkerns wiederum in Abhängigkeit von der Unterlegscheibe beeinflusst. Der E-Modul beeinflusst dabei jedoch weniger die Durchknöpfftragfähigkeit als vielmehr die zugehörige lokale Verformung. Dadurch wird hauptsächlich die lokale Steifigkeit des Sandwichelementes in Bezug auf die trichterförmige Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern bei einer punktuellen Lasteinleitung durch eine Variation des E-Moduls beeinflusst. Dass der E-Modul des Sandwichkerns in engem Zusammenhang zur Last-Verformungsbeziehung steht, wird in Kapitel 5.2 bei der Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung erneut aufgegriffen.

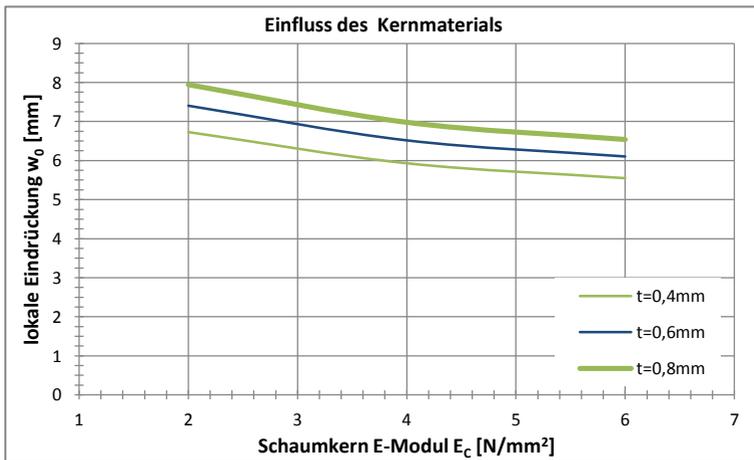


Bild 4.17: Numerisch berechnete Verformung in Abhängigkeit vom E-Modul des Kernmaterials (hier: $f_c=0,1N/mm^2$, $f_y=350N/mm^2$, $d_w=11mm$)

Zusätzlich zur Parameterstudie bei mittiger Lasteinleitung wurde eine Parameterstudie zur Untersuchung des Einflusses des Randabstandes e_r durchgeführt. Dabei wurden lediglich die Sandwichkonfigurationen der durchgeführten Versuche, siehe Versuchsmatrix Tabelle 3.3, betrachtet. Der Randabstand variierte dabei von $e_r=50mm$ bis $225mm$ in Schritten von $25mm$. Insgesamt wurden also 96 Rechenergebnisse generiert.

Bei den experimentellen Untersuchungen zeigte sich, dass die Tragfähigkeit bei einem Randabstand von $e_r=75\text{mm}$ bereits nah an der Durchknöpffragfähigkeit bei ungestörter Lasteinleitung lag. Die numerischen Berechnungen unterschätzen diese Tragfähigkeiten etwas, wie in den Vergleichsrechnungen dieser Parameterstudie deutlich wird, siehe Bild 4.18 und Bild 4.19.

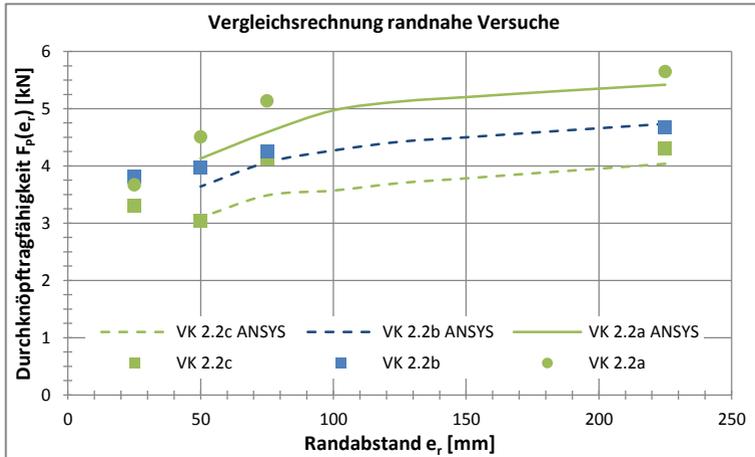


Bild 4.18: Vergleich der Versuchsdaten mit der entsprechenden Parameterstudie zum Randeinfluss (hier $t=0,6\text{mm}$ und $d=60\text{mm}$)

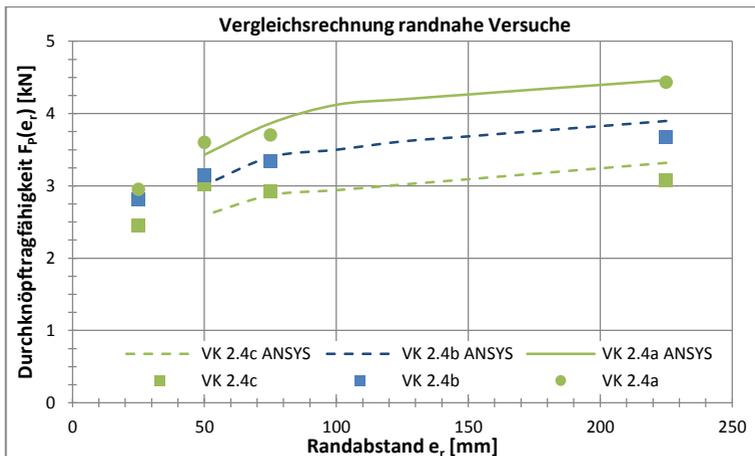


Bild 4.19: Vergleich der Versuchsdaten mit der entsprechenden Parameterstudie zum Randeinfluss (hier $t=0,5\text{mm}$ und $d=60\text{mm}$)

Trotzdem lässt sich aus den numerischen Untersuchungen unter Variation des Randabstandes e_r eine allgemeine Abminderung der Tragfähigkeit erkennen. In Bild 4.20 sind auf die maximale Traglast bei mittiger Lasteinleitung normierte Traglastkurven in Abhängigkeit vom Randabstand e_r zu finden. Dabei zeigt sich, dass die Abminderung der Traglast vor allem im Bereich von $e_r < 100\text{mm}$ relevant ist. Unter Berücksichtigung der in einer Bemessung enthaltenen Sicherheiten lässt sich mit guter Näherung festhalten, dass Randabstände $e_r > 100\text{mm}$ als nicht kritisch zu betrachten sind. Daher wird in Bild 4.20 ein erster Vorschlag zu einer umhüllenden Abminderungskurve gemacht.

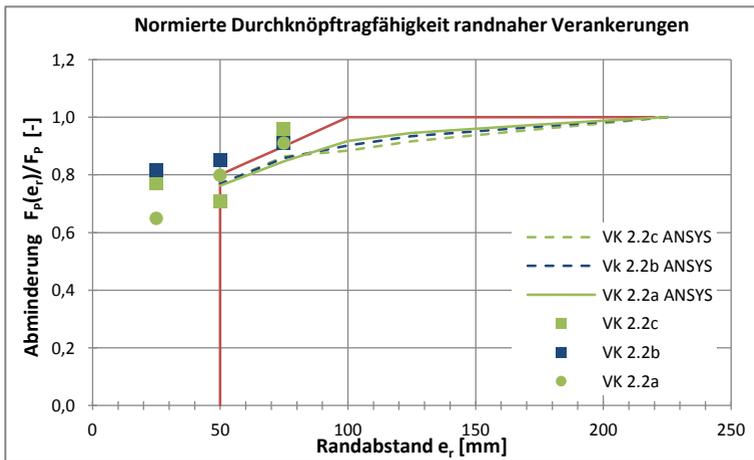


Bild 4.20: Normierte Durchknöpffragfähigkeiten in Abhängigkeit vom Randabstand e_r

Außerdem zeigt sich erneut, dass bei einem Randabstand von weniger als 50mm das Versagen nicht ausschließlich infolge Durchknöpfens erfolgt. Für Randabstände $e_r < 50\text{mm}$ treten abweichende Versagensformen in Erscheinung. In den Versuchen konnte beobachtet werden, dass

- der Schaumkern am freien Rand infolge der lokalen Kompression ausbrach,
- das Deckblech durch die relative Schiefstellung der Schraube zum verformten Deckblech infolge Lochleibung versagte,
- es zu einem schlagartigen Knitterversagen des freien Randes gekommen ist, siehe Bild 4.21.

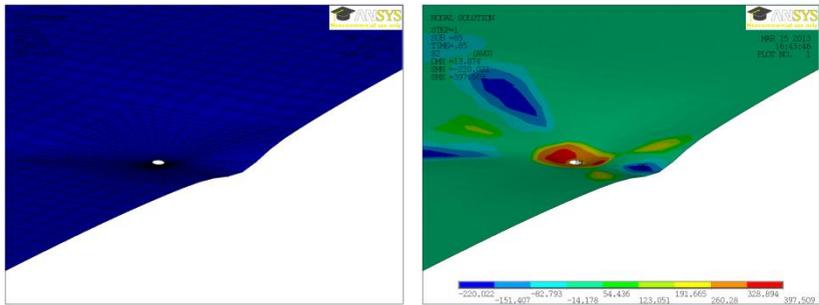


Bild 4.21: Knitterfigur des freien Randes und zugehöriger Spannungsverlauf

Insbesondere das Versagen des freien Randes infolge Knittern ist nicht-trivial, kann aber mit den in dieser Arbeit vorgestellten Erkenntnissen zum mechanischen Tragverhalten erklärt werden. Bei der punktuellen Lasteinleitung bilden sich verschmierte Zug- und Druckumfangsspannungen auf dem Deckblech aus. Während in der direkten Umgebung der Lasteinleitung Zugumfangsspannungen wirken, schlagen diese mit einiger Entfernung zur Lasteinleitung – wiederum abhängig von der Größe der äußeren Last – in Druckspannungen um. Bei einer randnahen Verankerung zeigt die FE-Analyse, dass sich am freien Rand Druckumfangsspannungen ausbilden, siehe Bild 4.22. Zusätzlich wird bei sehr geringem Randabstand e_r das Deckblech infolge der punktuellen Lasteinleitung auch am freien Rand in den Schaumkern eingedrückt, siehe Bild 4.21. Der freie und ungestützte Rand steht also unter Druckspannung und erfährt zusätzlich eine lokale Eindrückung in den Schaumkern. Ohne an dieser Stelle der Interaktion des Knitterversagens mit der lokalen Lasteinleitung vorwegzugreifen, ist deutlich, dass diese Beanspruchungskombination das kurzweilige lokale Stabilitätsversagen des Deckbleches am freien Rand begünstigt. Das Knitterversagen des freien Randes ist also durch den Membranspannungszustand des Deckbleches zu erklären.

4.3 Punktuelle Lasteinleitung

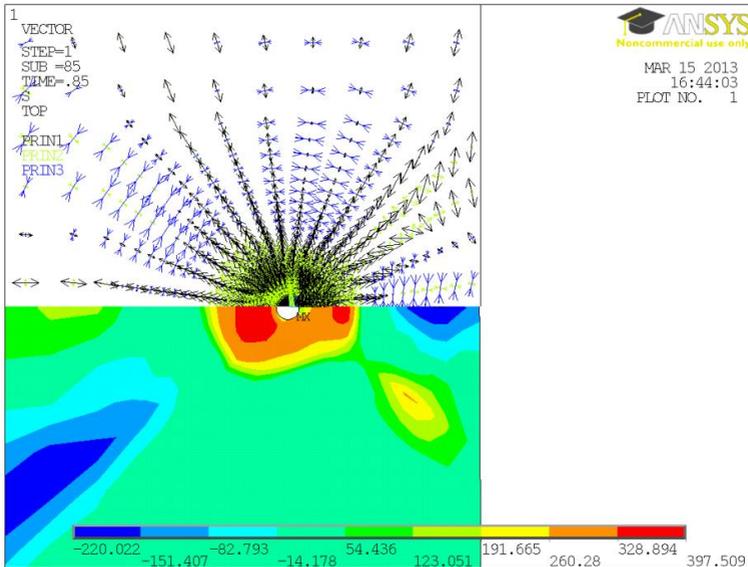


Bild 4.22: Hauptspannungsverteilung im Deckblech bei randnahe Lasteinleitung

4.3.3 Fazit

Abschließend lässt sich festhalten, dass die FE-Vergleichsrechnungen und FE-Parameterstudie die Versuchsergebnisse bestätigt haben.

- Das Tragverhalten ist von einem radial-symmetrischen Membranspannungszustand auf dem Deckblech geprägt, wobei konzentrierte Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitung zu einem Aufreißen des Deckbleches führen.
- Die Deckblechdicke und der Durchmesser der Unterlegscheibe weisen einen nahezu linearen Einfluss auf die Durchknöpfragfähigkeit auf. Der Einfluss des Schaumkern E-Moduls ist hingegen wiederum abhängig von der Unterlegscheibe und der Deckblechdicke. Das lokale Verformungsverhalten hängt vom E-Modul des Schaumkernes ab.
- Zuletzt konnte gezeigt werden, dass die Modellvorstellung auch für randnahe Lasteinleitungen mit nicht radial-symmetrisch verteiltem Spannungszustand gültig ist.

4.4 Linienförmige Lasteinleitung

4.4.1 Kalibration und Vergleichsrechnung

Das FE-Modell zur linienförmigen Lasteinleitung liefert wertvolle Einblicke in das lokale Tragverhalten von Sandwichelementen. Dabei ermöglicht die numerische Untersuchung der Versuchskörper auch tiefgehende Einblicke in das Tragverhalten, zum Beispiel des Schaumkerns unter lokaler Lasteinleitung. Damit kann das FE-Modell für diesen, für die lokale Drucktragfähigkeit entscheidenden Bereich, vertiefende Informationen in Ergänzung zu den durchgeführten Versuchen liefern. Neben der Untersuchung des elastischen Tragverhaltens kann auch die Traglast aus den Versuchen im Folgenden nachgerechnet werden.

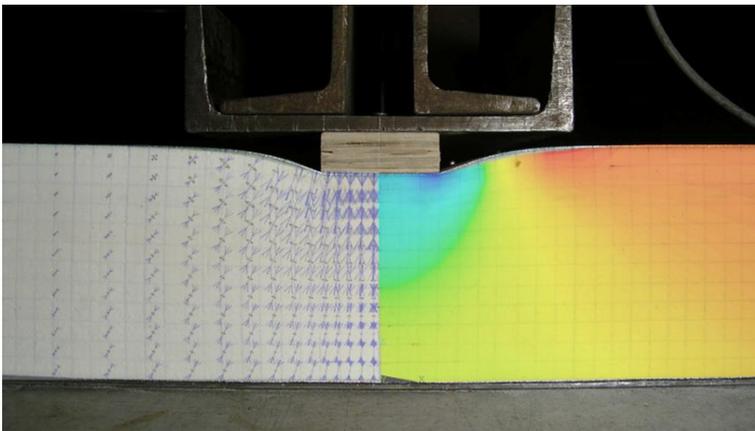


Bild 4.23: Vergleichsrechnung eines Versuches in Bezug auf Verformung und Spannungszustand

4.4.1.1 Vergleichsrechnung elastische Verformungen und Spannungen

Numerische Vergleichsrechnungen mit dem erstellten FE-Modell ergeben gute Übereinstimmungen was die Last-Verformungskurven der Versuche betrifft. In Bild 4.24 ist exemplarisch die Last-Verformungskurve für einen Versuch dargestellt. Da die Versuche doppelt ausgeführt wurden, stehen jeweils zwei Versuchskurven zur Verfügung, die mit einer numerisch gewonnenen Last-Verformungskurve verglichen werden können.

4.4 Linienförmige Lasteinleitung

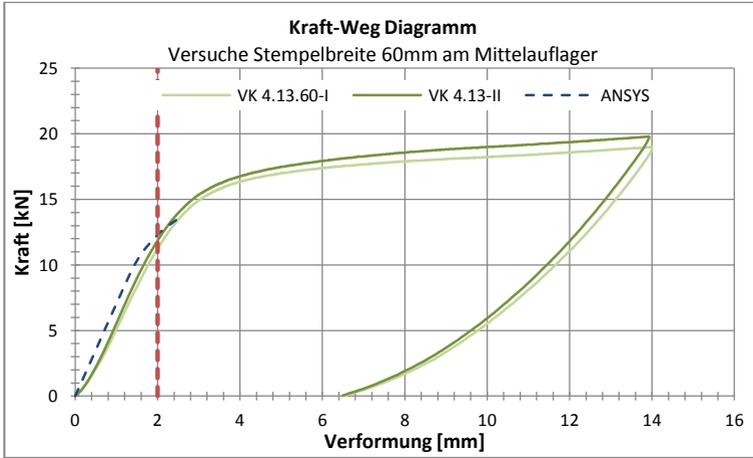


Bild 4.24: Vergleich der Kraft-Verformungs-Kurven für einen exemplarischen Versuch

Um zu verifizieren, dass das FE-Modell in der Lage ist das Tragverhalten der Sandwichelemente realistisch abzubilden, können auch die Messungen der Dehnungsmessstreifen auf den Deckblechen zu Vergleichszwecken herangezogen werden. Wie in Bild 4.25 exemplarisch gezeigt werden kann, liefert das FE-Modell auch im Hinblick auf die Membranspannungen im Deckblech realistische Ergebnisse.

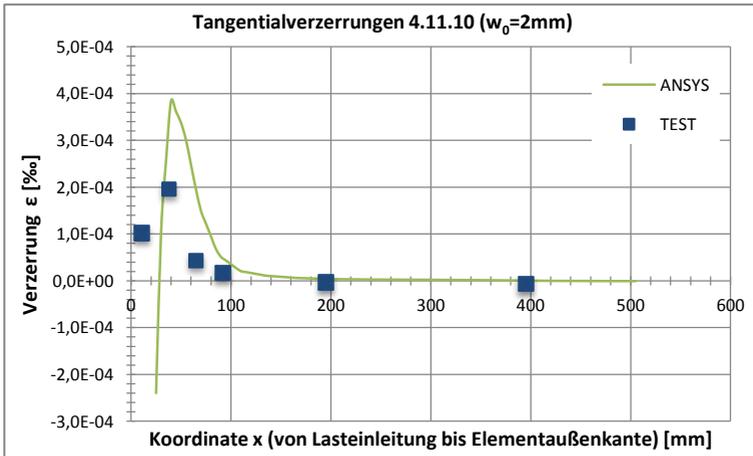


Bild 4.25: Vergleich numerisch berechneter Deckblechspannungen mit DMS Messungen

Anders als bei den Deckblechen, können innerhalb des Schaumkerns während der Versuche keine Spannungen messtechnisch erfasst werden. Das FE-Modell bietet dazu jedoch die Gelegenheit. Die Frage dabei ist, inwiefern die Spannungsverteilung im Schaumkern und die Traglast von der Dicke der Kernschicht abhängen. Nach *DIN EN 14509* [R12] ist die Traglast bei linienförmiger Lasteinleitung direkt abhängig von der Schaumkerndicke, siehe Kapitel 2.3.2. Dieser Effekt konnte in den Versuchen jedoch nicht bestätigt werden. Betrachtet man nun den Spannungsverlauf der vertikalen Spannungen im Schaumkern, so wird deutlich, warum diese Modellvorstellung dem tatsächlichen Tragverhalten nicht gerecht wird.

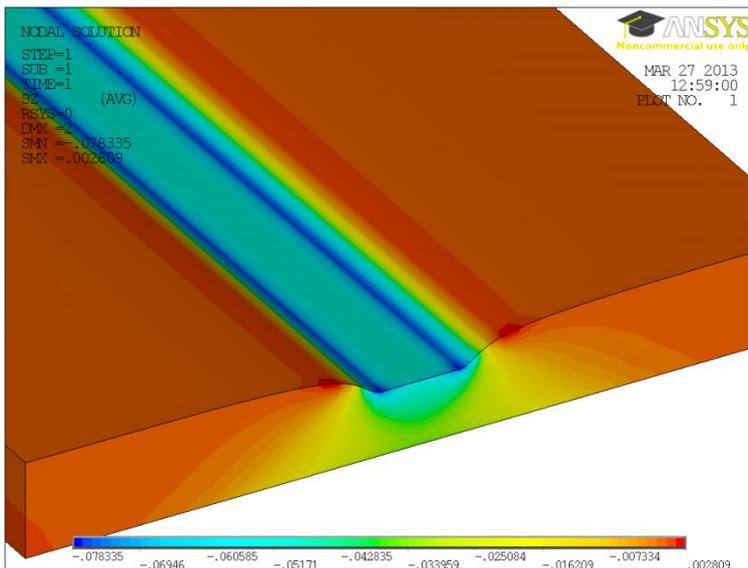


Bild 4.26: Vertikale Spannungsverteilung innerhalb des Schaumkerns

Wie man in Bild 4.24 erkennt, breitet sich die lokal eingeleitete Kraft zwar mit der Tiefe im Schaumkern aus, die Größe der Spannungen nimmt aber auch dementsprechend ab. Das Integral der vertikalen Spannungen steht in jedem Schnitt im Gleichgewicht mit der äußeren eingeleiteten Last. Maßgebend für ein Versagen ist also der obere Bereich der Kernschicht direkt am lokal beanspruchten Deckblech. Das gleiche Verhalten wurde bei den Versuchen zur punktuellen Lasteinleitung festgestellt und analytisch sowie numerisch verifiziert. Bereits in den Versuchen konnte beobachtet werden, dass die maßgebenden Eindrückungen des Schaumkerns im Wesentlichen auf der oberen 40mm des Schaumkerns beschränkt sind, siehe Bild 3.31. Der darunter liegende Teil des

4.4 Linienförmige Lasteinleitung

Schaumkern wird durch die sich mit der Schaumkerndicke verteilenden, vertikalen Spannung nicht weiter beansprucht und ist daher auch nicht für ein Versagen verantwortlich.

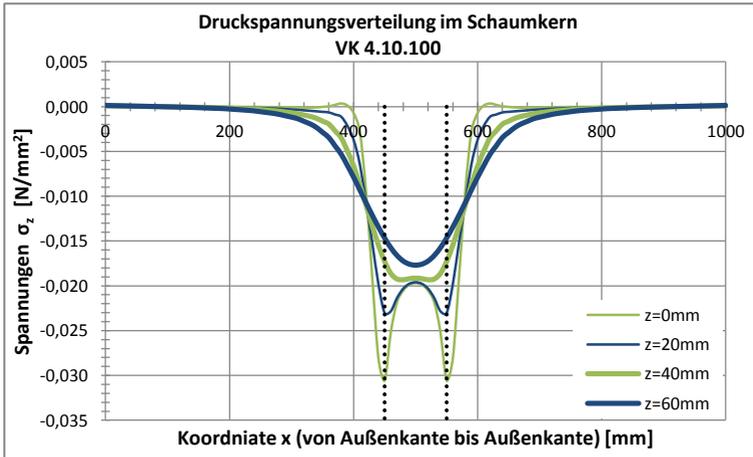


Bild 4.27: Spannungsverlauf unterhalb der Lasteinleitung (direkt am Deckblech beziehungsweise 20mm bis 60mm unterhalb des Deckbleches)

In Bild 4.27 sind die vertikalen Spannungen σ_z innerhalb des Schaumkerns in unterschiedlichen Tiefen ($z=20\text{-}40\text{-}60\text{mm}$) dargestellt. Die Abbildung bestätigt, dass die Spannungen mit der Tiefe des Schaumkerns abnehmen, wodurch vor allem die oberen Schichten des Sandwichkerns beansprucht werden. Betrachtet man den qualitativen Spannungsverlauf direkt unterhalb der Lasteinleitung ($z=0$) in Bild 4.27, entspricht dieser dem Spannungsverlauf in einem weichen Baugrund, der durch ein starres Fundament belastet wird. Am Rand der Lasteinleitung treten Spannungskonzentrationen auf, wohingegen sich die vertikalen Spannungen mittig unterhalb der Lasteinleitung verringern. An den Rändern der Lasteinleitung treten dementsprechend zuerst nicht lineare plastische Verformungen des Schaumkerns auf. Der Spannungszustand im Schaumkern ist also nicht nur über die Schaumkerndicke veränderlich, sondern auch über die Breite der Lasteinleitung.

Interessant sind nun die Bereiche rechts und links neben der eigentlichen Lasteinleitung durch den Druckstempel. Durch die vorhandene Eindrückung des Deckbleches werden in diesen Bereichen ebenfalls vertikale Spannungen in den Schaumkern eingeleitet. Diese Spannungen sind unabhängig von der Stempelbreite und führen zu einer Erhöhung der aufnehmbaren lokalen Last. Auf dieser Grundlage lässt sich erklären, warum selbst bei einem auf die Breite null

hinauslaufenden Druckauflager eine gewisse Kraft in das Sandwichelement eingeleitet werden kann. Dies erklärt anschaulich, warum die Tragfähigkeit einen affin linearen Zusammenhang mit der Stempelbreite zeigt, siehe Bild 3.35. Auch bei einer gegen null tendierenden Stempelbreite, einer Lagerung auf „Messers Schneide“ also, können Lasten durch die seitlichen Deckblecheindrückungen in den Schaumkern eingeleitet werden.

Das lokale Tragverhalten bei einer linienförmigen Lasteinleitung am freien Rand, wie dies bei einem Endauflager der Fall ist, kann ebenfalls gut vom FE-Modell beschrieben werden. In Bild 4.28 ist der Spannungsverlauf im Schaumkern unterhalb der Lasteinleitung und seitlich davon dargestellt.

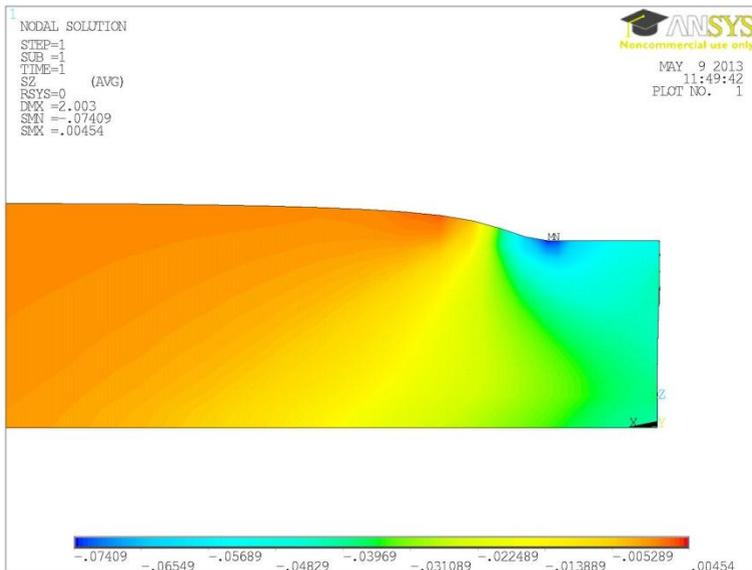


Bild 4.28: Spannungsverlauf unterhalb der Lasteinleitung am Endauflager

Wie man in Bild 4.29 erkennt, ist das lokale Tragverhalten des Sandwichelementes bei einer randnahen Lasteinleitung am Endauflager grundlegend mit dem Tragverhalten am Zwischenaufleger zu vergleichen. Direkt unterhalb und seitlich neben der Lasteinleitung werden durch die Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern Spannungen hervorgerufen. Deckblech und Schaumkern zeigen erneut ein interaktives Tragverhalten, das durch die Verteilung der Druckspannungen im Schaumkern gekennzeichnet ist. Das Endauflager

4.4 Linienförmige Lasteinleitung

unterscheidet sich vom Zwischenaufleger lediglich darin, dass nur eine einseitige Spannungsverteilung möglich ist.

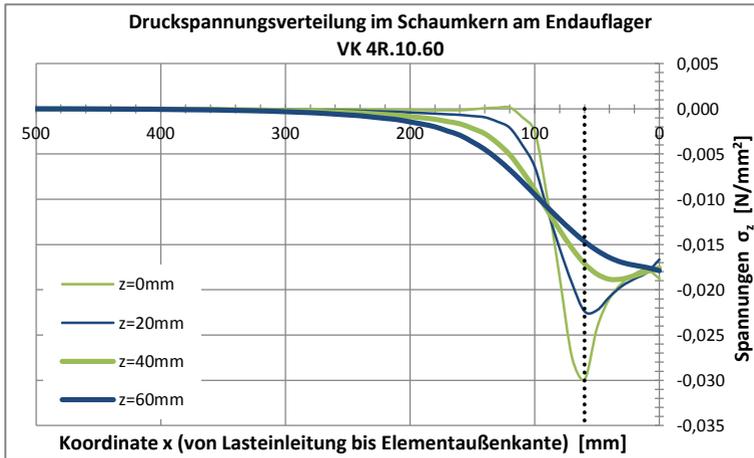


Bild 4.29: Spannungsverlauf unterhalb der Lasteinleitung am Endaufleger (direkt am Deckblech beziehungsweise 20mm bis 60mm unterhalb des Deckbleches)

4.4.1.2 Traglastanalyse

Da die Traglast bei einer linienförmigen Auflagerung über das Grenzkriterium der maximalen Verformung von 2mm definiert wurde, ist es von entscheidender Bedeutung, dass das FE-Modell in der Lage ist, die Kraft-Verformungsbeziehung realistisch wiederzugeben. Anders als bei der punktuellen Lasteinleitung, bei der die maximale Umfangsspannung an der Lasteinleitungsstelle ein Versagen auslöst, wird die Tragfähigkeit hier direkt über die lokale Verformung definiert.

Da die Übereinstimmung der Last-Verformungskurven gegeben ist, wie in Bild 4.24 zu erkennen ist, kann die Tragfähigkeit der Probekörper über das Grenzkriterium der maximal zulässigen lokalen Eindrückung von $w_0=2\text{mm}$ angewendet werden. Die damit erzielten Traglasten sind in Tabelle 4.3 und Tabelle 4.4 zusammengefasst. Da die äußere Last bei der linienförmigen Lasteinleitung über konstante Knotenverschiebungen im Bereich der Lasteinleitung vorgegeben wird, ist es in diesem Modell vergleichsweise einfach die Traglast zu ermitteln. Während bei der punktuellen Lasteinleitung iterativ diejenige äußere Kraft gefunden werden muss, die zu einer entsprechenden Spannungsverteilung im Deckblech führt, kann bei der linienförmigen Lasteinleitung direkt die äußere Verformung an der Lasteinleitung mit $w_0=2\text{mm}$ vorgegeben werden. Die zu diesem Verformungszustand gehörige vertikale Auflagerreaktion entspricht der Traglast.

Tabelle 4.3: ANSYS Vergleichsrechnung Traglasten am Zwischenauflager

VK #	d [mm]	t [mm]	B _s [mm]	F _{R,test} [kN]	F _{R,ANSYS} [kN]	F _{R1,2} /F _{R,test} [-]
4.10.10	120	0,6	10	5,73	4,98	0,87
4.10.20	120	0,6	20	6,87	5,48	0,80
4.10.60	120	0,6	60	9,59	7,47	0,78
4.10.100	120	0,6	100	12,16	9,29	0,76
4.11.10	60	0,6	10	7,53	7,43	0,99
4.11.20	60	0,6	20	8,32	8,53	1,03
4.11.60	60	0,6	60	12,00	12,93	1,08
4.11.100	60	0,6	100	16,56	17,30	1,04
4.12.10	120	0,5	10	5,85	4,53	0,78
4.12.20	120	0,5	20	7,64	5,14	0,67
4.12.60	120	0,5	60	9,59	7,20	0,75
4.12.100	120	0,5	100	13,65	8,99	0,66
4.13.10	60	0,6	10	6,75	6,82	1,01
4.13.20	60	0,6	20	7,88	7,93	1,01
4.13.60	60	0,6	60	12,53	12,30	0,98
4.13.100	60	0,6	100	16,35	16,55	1,01
Mittelwert						0,89
s						0,14

Tabelle 4.4: ANSYS Vergleichsrechnung Traglasten am Endauflager

VK #	d [mm]	t [mm]	B _s [mm]	F _{R,test} [kN]	F _{R,ANSYS} [kN]	F _{R,ANSYS} /F _{R,test} [-]
4R.10.10	120	0,6	10	3,89	2,70	0,69
4R.10.20	120	0,6	20	4,85	3,20	0,66
4R.10.100	120	0,6	100	10,80	6,66	0,62
4R.11.10	60	0,6	10	3,87	4,22	1,09
4R.11.20	60	0,6	20	5,56	5,27	0,95
4R.11.100	60	0,6	100	13,19	13,86	1,05
4R.11.10	120	0,5	10	3,81	2,54	0,67
4R.12.20	120	0,5	20	4,92	3,07	0,62
4R.12.100	120	0,5	100	10,16	6,54	0,64
4R.13.10	60	0,5	10	3,95	3,90	0,99
4R.13.20	60	0,5	20	5,51	4,98	0,90
4R.13.100	60	0,5	100	13,18	13,57	1,03
Mittelwert						0,83
s						0,19

Auffällig ist, dass die Traglasten in sehr guter Näherung für die Probekörper wiedergegeben werden können, die über eine Sandwichkerndicke von 60mm verfügen. Die Elemente mit 120mm Kerndicke weisen in Bezug auf die Tragfähigkeit deutlich schlechtere Übereinstimmungen mit den

4.4 Linienförmige Lasteinleitung

Versuchsergebnissen auf, siehe Bild 4.30. Dieser Sachverhalt kann im Folgenden begründet werden.

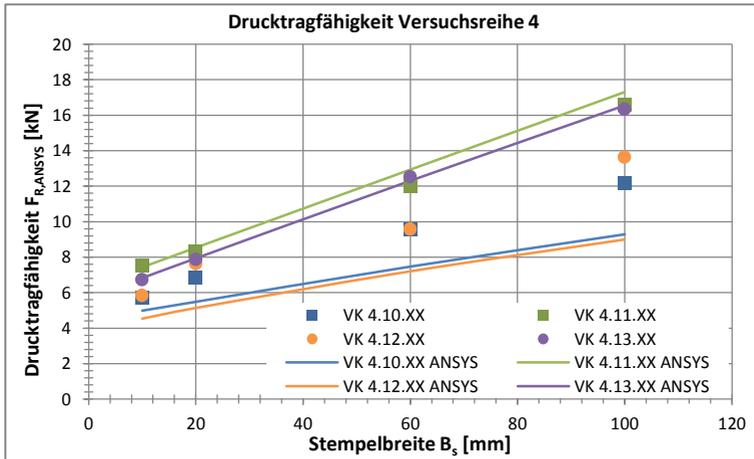


Bild 4.30: Vergleich der experimentell ermittelten lokalen Drucktragfähigkeiten mit numerisch berechneten Tragfähigkeiten in Abhängigkeit von der Stempelbreite B_s

Rechnet man mit dem FE-Modell die Last-Verformungskurve der Versuche nach, so ist die genaue Abbildung der Kurvensteigung von essentieller Bedeutung, wenn es darum geht die Traglast zu der fix vorgegebenen Verformung von 2mm zu bestimmen. Bei den Versuchen mit 60mm dickem Kern ist dies in besonderer Weise gelungen, vergleiche Tabelle 4.3 und Tabelle 4.4. Für die Probekörper mit 120mm dickem Sandwichkern gibt es dort diesbezüglich jedoch eine größere Abweichung. Die Wahl des Grenzkriteriums einer Verformung ist so gesehen kritisch zu betrachten, da bereits geringe Abweichungen in der lokalen Verformungssteifigkeit einen vergleichsweise großen Einfluss auf die zugehörige Traglast haben. In Bild 4.31 ist dies exemplarisch für einen 120mm dicken Versuchskörper dargestellt. Man erkennt, dass die numerisch gewonnene Kurve im Grunde genommen in guter Näherung zur experimentellen Messkurve liegt. Durch die jedoch geringe Abweichung in der Kurvensteigung wird die Traglast übermäßig auf der sicheren Seite bestimmt. Das FE-Modell ist offensichtlich trotzdem in der Lage in guter Näherung die experimentellen Untersuchungen zu bestätigen.

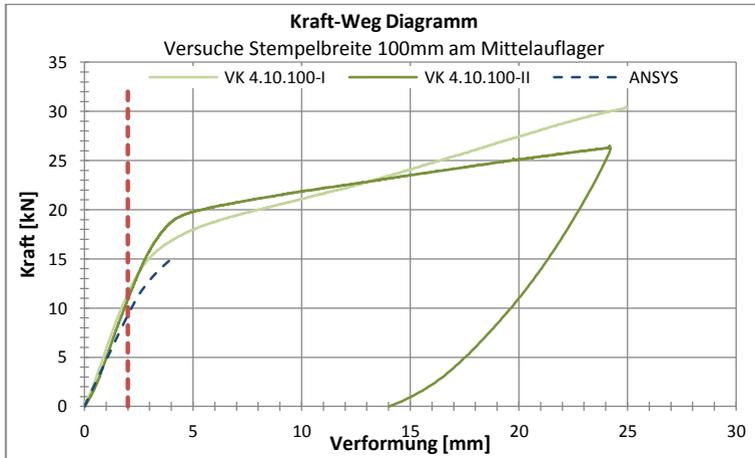


Bild 4.31: Vergleich der Kraft-Verformungskurven für einen exemplarischen Versuch

Dass es sich in diesem Falle um ein in Bezug auf die Tragfähigkeit schlecht konditioniertes System handelt, das anfällig für geringe Abweichungen ist, lässt sich auch quantitativ belegen. Setzt man nicht die Verformung fix zu 2mm und ermittelt die zugehörige Last, sondern überprüft die zur äußeren Last gehörige Verformung, so zeigen sich geringere Abweichungen. Während in der FE-Berechnung zu einer Last von $F_{R,ANSYS}=9,29\text{kN}$ die Verformung $w_{0,ANSYS}=2,0\text{mm}$ gehört, liegt bei den Versuchen die lokale Eindrückung bei $w_{0,test}(F_R=9,29\text{kN})=1,73\text{mm}$. Die Abweichung der FE-Berechnung bei Betrachtung der Verformung für eine fixe Last beträgt also nur 86,5%, wohingegen die Abweichung bei der Betrachtung der Traglast für eine fixe Verformung von 2,0mm bei 76%, siehe auch Tabelle 4.3, liegt.

4.4.2 Parameterstudie

In Anlehnung an die Variationsparameter der punktuellen Lasteinleitung wird auch für die linienförmige Belastung eine erweiternde Parameterstudie durchgeführt. Die folgenden Einflussparameter werden dabei variiert.

- Auflagerbreite $B_S = 20 \mid 60 \mid 100\text{mm}$
- Stahldeckblechdicke $t = 0,4 \mid 0,6 \mid 0,8\text{mm}$
- Stahldeckblech Fließgrenze $f_y = 350 \mid 400 \mid 450\text{N/mm}^2$
- Schaumkern E-Modul $E_C = 2 \mid 4 \mid 6\text{N/mm}^2$
- Schaumkern Festigkeit $f_C = 0,10 \mid 0,14 \mid 0,18\text{N/mm}^2$

Eine Zusammenstellung der FE-Parameterstudie ist in Anhang B.2 zu finden.

4.4 Linienförmige Lasteinleitung

Die Parameterstudie bestätigt die Beobachtungen aus den Versuchen. Zum einen zeigte sich, dass die Fließgrenze der Deckbleche praktisch keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit des Sandwichelementes ausübt. Das Deckblech befindet sich anders als der Schaumkern in einem ausschließlich elastischen Spannungszustand.

Demgegenüber hat jedoch die Deckblechdicke t sehr wohl einen Einfluss auf die lokale Tragfähigkeit. Da die Eindrückung des Deckbleches seitlich der Lasteinleitung einen Einfluss auf die Spannungsverteilung im Schaumkern und damit auf die Tragfähigkeit hat, ist auch die Deckblechdicke t zur Bestimmung der Tragfähigkeit relevant. Wie man in Bild 4.32 erkennt, zeigt die Deckblechdicke einen affinen linearen Einfluss auf die Tragfähigkeit. Damit unterscheidet sich der Einfluss der Deckblechdicke bei der linienförmigen Lasteinleitung von der punktuellen Lasteinleitung, bei der bei einer Deckblechdicke von null keine lokale Lasteinleitung möglich ist, siehe Bild 4.16. Bei der linienförmigen Lasteinleitung ist gedanklich jedoch auch eine Lasteinleitung vorstellbar für eine Blechdicke von quasi null, da eine gewisse Last direkt über die jeweils vorhandene Stempelbreite in den Schaumkern einleitbar wäre.

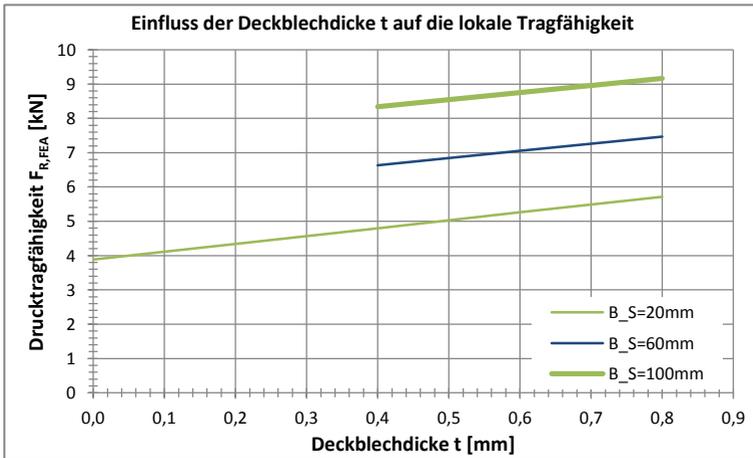


Bild 4.32: Einfluss der Deckblechdicke t auf die lokale Tragfähigkeit für unterschiedliche Stempelbreiten (Randbedingungen: $E_c=2,0\text{N/mm}^2$, $f_c=0,10\text{N/mm}^2$, $L_s=1000\text{mm}$, $f_y=350\text{N/mm}^2$)

In Bild 4.33 ist der Spannungsverlauf im Schaumkern direkt unterhalb des oberen Deckbleches in Abhängigkeit von der vorhandenen Deckblechdicke ($t=0,2\text{mm}$ bis $2,0\text{mm}$) dargestellt. Die Zusammenstellung der Spannungsverläufe zeigt deutlich, dass die maximale Spannung unterhalb der Lasteinleitung bei steigender Deckblechdicke t abnimmt. Da die äußere Last aber im Gleichgewicht mit den

inneren Vertikalspannungen im Schaumkern steht, folgt daraus eine größere Verteilung der Spannungen seitlich der direkten Lasteinleitung. Durch die Eindrückung eines dickeren und damit steiferen Deckbleches kann also ein größerer Anteil der aufgebrachtten Last neben dem Lasteinleitungsstempel in den Schaumkern eingeleitet werden, bei gleichzeitig geringeren maximalen Spannungsspitzen. Die Deckblechdicke hat daher einen großen Einfluss auf die lokale Tragfähigkeit.

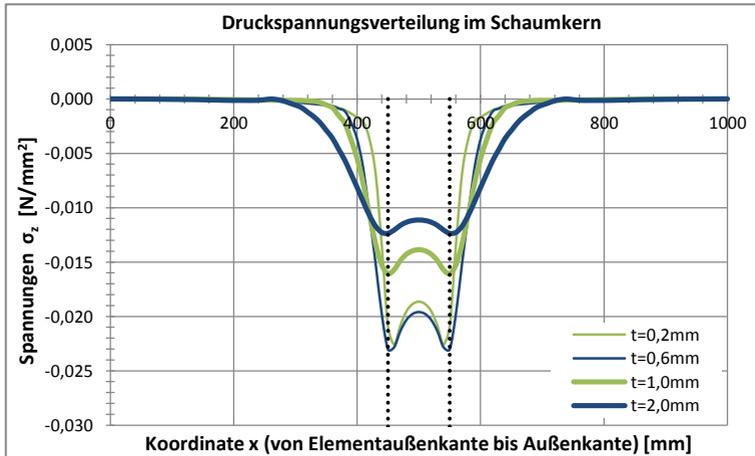


Bild 4.33: Spannungsverlauf in 20mm Tiefe im Schaumkern bei Variation der Deckblechdicke ($d=120\text{mm}$, $B_s=100\text{mm}$)

Die FE-Analyse bestätigt also, dass das lokale Tragverhalten weniger von der Schichtdicke des Schaumkerns, dafür aber vielmehr von der Verformung des Deckbleches und damit von der Blechdicke abhängt. Der bisherige Ansatz die punktuelle Lasteinleitung durch das Testen einer Stahlbügelprobe alleine auf das Deckblech zu beziehen und die linienförmige Lasteinleitung am Druckauflager ausschließlich am Schaumkern anzusetzen, ist demnach nicht geeignet das tatsächliche lokale Tragverhalten zu beschreiben. Es handelt sich vielmehr in beiden Fällen um eine Interaktion des lokal beanspruchten Deckbleches mit der federelastischen Bettung durch den Schaumkern. Das Sandwichelement zeigt insofern ein allgemeines lokales Tragverhalten bei punktueller und linienförmiger Lasteinleitung.

Zur Untersuchung des Einflusses der Schaumkerneigenschaften sind in Bild 4.34 drei Ergebniskurven unterschiedlicher Schaum-E-Moduli bei unterschiedlichen Deckblechdicken aus der durchgeführten Parameterstudie dargestellt. Die Lastverteilung ist von der Verformungsfunktion des Deckbleches abhängig, welche

neben der Deckblechdicke auch von der Schaumstoffsteifigkeit beeinflusst wird. Der Vergleich der drei Tragfähigkeitskurven zeigt, dass der Einfluss der Deckblechdicke mit größerem E-Modul des Schaumkerns ebenfalls zunimmt, die Steigung der Kurve erhöht sich. Damit wird deutlich, dass Schaumkern und Deckblechdicke die Tragfähigkeit interaktiv beeinflussen.

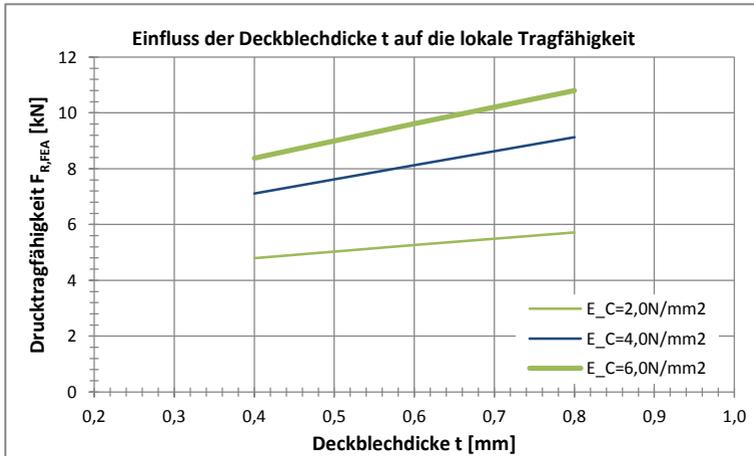


Bild 4.34: Einfluss der Deckblechdicke t auf die lokale Tragfähigkeit für unterschiedliche Schaum E-Moduli (Randbedingungen: $B_S=20\text{mm}$, $f_c=0,10\text{N/mm}^2$, $L_S=1000\text{mm}$, $f_y=350\text{N/mm}^2$)

Eine alternative Betrachtung des Einflusses der Schaumkerneigenschaften auf die lokale Tragfähigkeit des Sandwichelementes ist in Bild 4.35 zu finden. Dabei sind erneut exemplarisch drei Kurven, diesmal unterschiedlicher Deckblechdicke, abgebildet. Es ist zu erkennen, dass der E-Modul einen leicht nicht linearen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat. Dies ist dadurch zu erklären, dass bei hohen Traglasten die plastischen Verformungen des Schaumkerns zunehmend eine Rolle spielen.

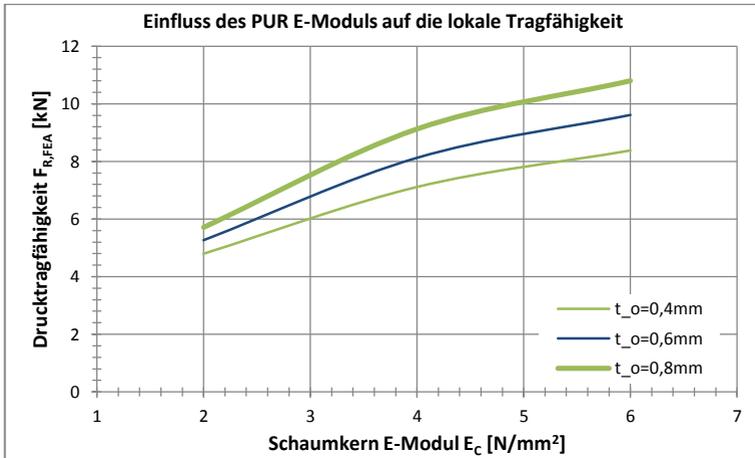


Bild 4.35: Einfluss des E-Moduls des Schaumkerns auf die lokale Tragfähigkeit für unterschiedliche Schaum-E-Moduli (Randbedingungen: $B_s=20\text{mm}$, $f_c=0,10\text{N/mm}^2$, $L_s=1000\text{mm}$, $f_r=350\text{N/mm}^2$)

Aus Bild 4.34 und Bild 4.35 wird deutlich, dass die Deckblechdicke und die Materialsteifigkeit des Schaumkerns zwei voneinander unabhängige, aber in ihrer Wirkung interaktive Einflussparameter für die lokale Tragfähigkeit von Sandwehnelementen gegenüber linienförmiger Lastenleitung sind.

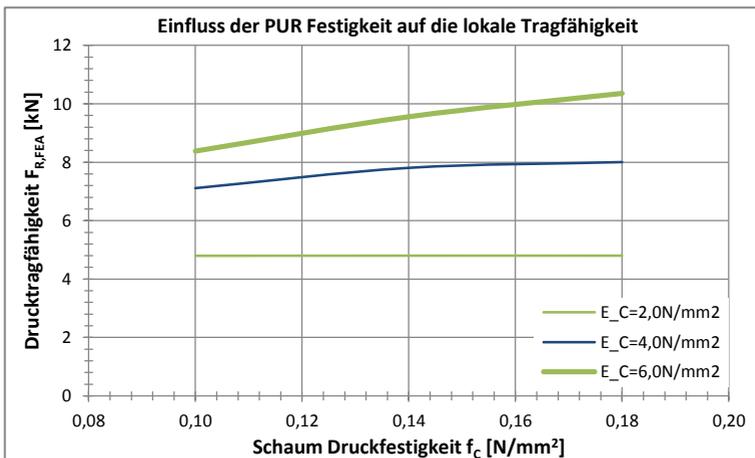


Bild 4.36: Einfluss des Schaumkernfestigkeit auf die lokale Tragfähigkeit für unterschiedliche Schaum E-Moduli (Randbedingungen: $B_s=20\text{mm}$, $E_C=2,0\text{N/mm}^2$, $L_s=1000\text{mm}$, $f_r=350\text{N/mm}^2$)

Wie Bild 4.36 zeigt, übt die Druckfestigkeit f_c bei geringen E-Moduli nur einen untergeordneten Einfluss auf die lokale Drucktragfähigkeit aus. Abhängig von der Größe des vorhandenen E-Moduls kann die aufnehmbare Last aber gesteigert werden. Das Grenzkriterium der maximalen Verformung von $w_0=2\text{mm}$ wurde so gewählt, dass sich das Sandwichelement in einem vorwiegend noch linear-elastischen Traglastzustand befindet. Je größer die äußere Last wird, desto ausgeprägter sind die lokalen Plastizierungen im Schaumkern, die wiederum von der Fließgrenze f_c abhängen. Von daher spielt die Festigkeit des PUR-Schaumes nur dann eine Rolle, wenn überhaupt eine hohe Materialsteifigkeit E_c vorliegt. Anderenfalls befinden sich die Spannungen im Schaumkern ohnehin weitestgehend unterhalb der Fließgrenze f_c , weshalb deren Einfluss im Gegensatz zum E-Modul doch eher als gering eingestuft werden kann. Hinzu kommt jedoch noch, dass der E-Modul und die Festigkeit des Schaumkerns zwei miteinander gekoppelte Materialeigenschaften sind. Beide Werte hängen wesentlich von der Dichte des PUR-Hartschaumes ab.

4.4.3 Fazit

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Ergebnisse der FE-Parameterstudie zur linienförmigen Lasteinleitung die bisherigen Erkenntnisse aus den Versuchen und der FE-Betrachtung zur punktuellen Lasteinleitung bestätigen.

- Die lokale Drucktragfähigkeit eines Sandwichelementes unter lokaler Lasteinleitung hängt im Wesentlichen von der Interaktion von Deckblech und Schaumkernbettung ab. Das lokale Tragverhalten ist interaktiv und lässt sich nicht sinnvoll trennen.
- Durch das Deckblech wird die eingeleitete Last in den Schaumkern verteilt. Ein Teil der lokalen Drucktragfähigkeit ist daher unabhängig von der Stempelbreite und wird durch die seitliche Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern aktiviert.
- Die vertikalen Spannungen breiten sich zwar im Schaumkern in der Tiefe aus, jedoch spielt dies für die lokale Drucktragfähigkeit keine Rolle. Die maßgebende Druckbeanspruchung erfährt der Schaumkern direkt unterhalb des beanspruchten Deckbleches. Damit kann das Gedankenmodell der *DIN EN 14509* [R12] nicht bestätigt werden.

4.5 Interaktion Lasteinleitung und Knitterversagen

Die numerische Finite Element Analyse des Knitterproblems erfolgt zweigeteilt. Zunächst wird eine linear-elastische Verzweigungslastanalyse durchgeführt, auf der im Anschluss eine nicht lineare Traglastanalyse aufbaut. Am Ende soll der Einfluss, den eine lokale Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit ausübt, herausgearbeitet werden, um ein entsprechendes Bemessungsmodell entwickeln zu können.

4.5.1 Verzweigungslastanalyse

4.5.1.1 Allgemeines

Da es sich beim Knitterversagen um ein Stabilitätsproblem handelt, ist es zunächst erforderlich das linear-elastische Verzweigungsproblem dieses Stabilitätsfalles zu betrachten.

Das Verzweigungsproblem des knitternden Deckbleches wurde analytisch bereits unter anderen von *Stamm/Witte* in [47] als Knickproblem eines elastisch gebetteten Stabes gelöst, siehe auch Kapitel 2.4.2. In dieser Arbeit wird das Knitterproblem daher unter besonderer Berücksichtigung der zusätzlichen senkrechten Lasteinleitung untersucht. Da eine lokale Lasteinleitung einen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit in den Versuchen gezeigt hat, wird zunächst das Verzweigungsproblem des Knitterversagens bei zusätzlicher lokaler Lasteinleitung betrachtet. Dazu werden Knittereigenformen und Verzweigungslasten für die punktuelle und linienförmige Lasteinleitung untersucht.

Um im Rahmen des Programmsystems ANSYS eine lineare Verzweigungslastanalyse durchführen zu können, wird das infolge von Bauteilbiegung gedrückte obere Deckblech mit einer zusätzlichen äußeren, konstant verteilten Druckspannung beansprucht, die der Druckspannung infolge Biegung entspricht, siehe Bild 4.37. Die vertikale Lasteinleitung erfolgt über gekoppelte Knoten, so dass beispielsweise für die punktuelle Lasteinleitung sichergestellt ist, dass die einzelnen Lasteinleitungspunkte gleichmäßig in das Deckblech eindrücken. Das FE-Modell zur Analyse des Verzweigungslastproblems bei punktueller Lasteinleitung ist in Bild 4.37 dargestellt. Bei der linienförmigen Lasteinleitung wird die äußere Last in Form von gekoppelten Knotenlasten auf der Breite des Druckstempels aufgebracht.

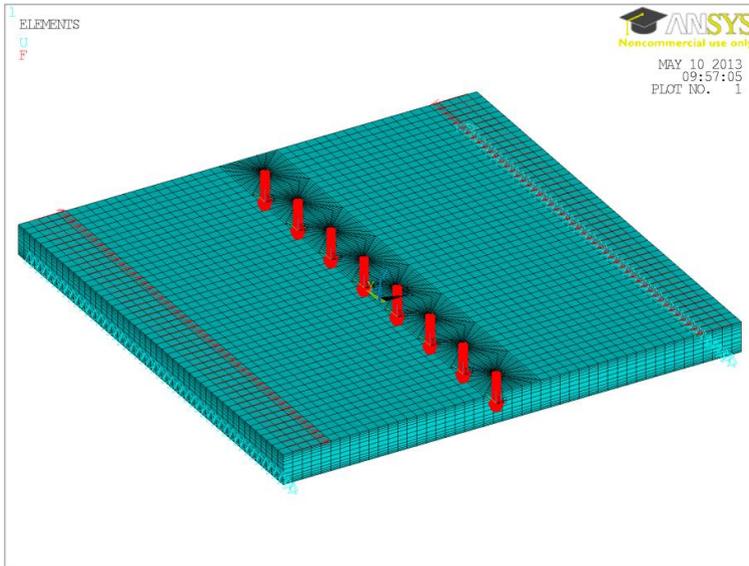


Bild 4.37: FE-Modell zur Verzweigungslastanalyse des Knitterproblems bei punktueller Lasteinleitung

Die zusätzliche Druckbeanspruchung des Deckbleches ist notwendig, da die lineare Verzweigungslastanalyse andernfalls kein Stabilitätsproblem des oberen Deckbleches erkennt. Bei einer anfänglichen Analyse des Verzweigungsproblems ohne die zusätzliche Druckbeanspruchung zeigten die ersten einhundert Eigenformen kein Knittern des oberen Deckbleches. Stattdessen waren Versagenszustände zu erkennen, die nicht mit dem Knitterversagen in Verbindung stehen können. Aus diesem Grund waren die Ergebnisse dieser Verzweigungslastanalysen nicht zur Betrachtung des Knitterproblems geeignet. Durch die Aufbringung der zusätzlichen Druckbeanspruchung, konnten jedoch sinnvolle Ergebnisse erzielt werden.

4.5.1.2 Eigenformen

Zu Beginn stellt sich die Frage nach den maßgebenden Eigenformen, die das druckbeanspruchte Deckblech unter Berücksichtigung der lokalen punktuellen oder linienförmigen Lasteinleitung einnehmen kann. Zunächst wird wieder die punktuelle Lasteinleitung betrachtet, um anschließend auf die in der Regel einfachere linienförmige Lasteinleitung Bezug nehmen zu können.

Üblicherweise wird das Knitterproblem des druckbeanspruchten Deckbleches ersatzweise als Biegeknickproblem eines druckbeanspruchten elastisch

gebetteten Knickstabes beziehungsweise einer elastisch gebetteten Platte betrachtet, siehe unten anderem [1], [40] und [47]. Die daraus resultierende maßgebende Eigenform entspricht bekannter Weise einer sinusförmigen Auslenkung, siehe Gleichung (2.21), wobei die Beulwellenlänge in Abhängigkeit von der Bettung des Knickstabes bestimmt werden kann, siehe Gleichung (2.26). Wie jedoch schon aus den Versuchen, siehe Kapitel 3.5, ersichtlich ist, wird das Knitterversagen durch die lokale Lasteinleitung stark beeinflusst, so dass die bekannten Grundannahmen des knitternden Deckbleches in Bezug auf die einfache einwellige Eigenform nicht ohne Weiteres übernommen werden können.

In Bild 4.39 und Bild 4.39 sind die Eigenformen eines knitternden Deckbleches für einen konkreten Fall mit insgesamt acht punktuellen Lasteinleitungen, entsprechend der Lastaufbringung nach Kapitel 4.2.4 dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die Verformung des Deckbleches von einer zweiwelligen Sinusfunktion abweicht. Die Eigenform wird maßgeblich von der punktuellen Lasteinleitung bestimmt und nimmt in ihrer Gestalt direkten Bezug auf diese.

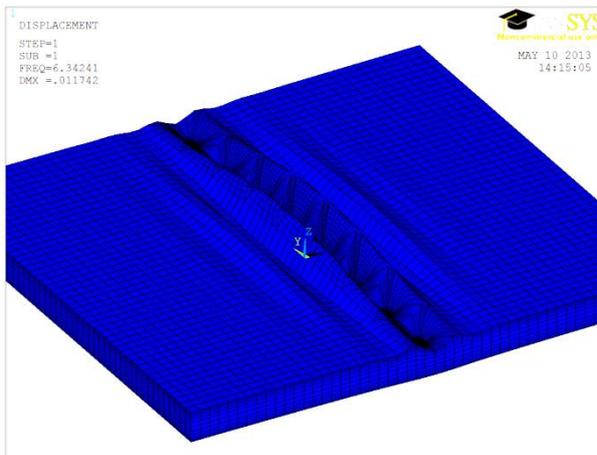


Bild 4.38: Erste Knittereigenformen unter Berücksichtigung einer punktuellen Lasteinleitung

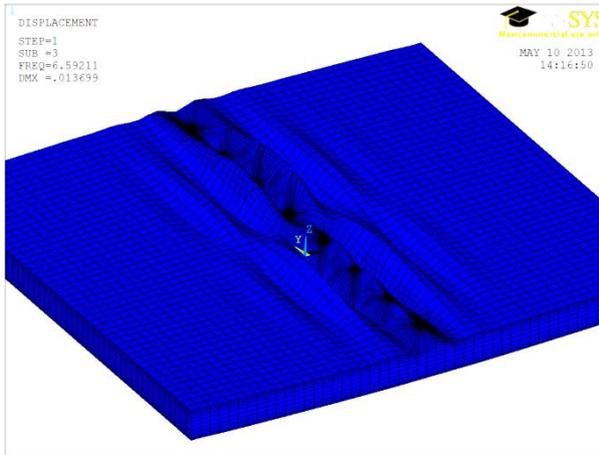


Bild 4.39: Dritte Knittereigenformen unter Berücksichtigung einer punktuellen Lasteinleitung

Betrachtet man die Eigenformen in Bild 4.39 fällt auf, dass diese nicht der schlussendlichen Form der Knitterfalten im Versagenszustand entsprechen. Wie in den Versuchen deutlich festgestellt werden konnte, bildet sich beim Knitterversagen eine einzelne kurzweilige Knitterfalte aus, die sich in den Schaumkern des Sandwichelementes eindrückt. Es ist daher noch zu überprüfen, ob die linear-elastischen Eigenformen auch denjenigen Vorverformungen entsprechen, die in einer nicht linearen Traglastanalyse die geringsten Tragfähigkeiten hervorrufen, siehe Kapitel 4.5.2.

Bei der linienförmigen Lasteinleitung ist das linear-elastische Verhalten ähnlich zur punktuellen Lasteinleitung. Die in Bild 4.40 und Bild 4.41 dargestellten Eigenformen sind komplexer als die analytisch, ohne Berücksichtigung der Lasteinleitung angenommene einwellige Sinusfunktion. In Bild 4.41 ist neben der ersten Eigenform die dritte Eigenform dargestellt, da sich die zweite Eigenform zum einen nur unwesentlich von der ersten Eigenform unterscheidet, zum anderen ist die dritte Eigenform interessant, da diese ein Knitterauslenkung an den freien Rändern des Elementes berücksichtigt.

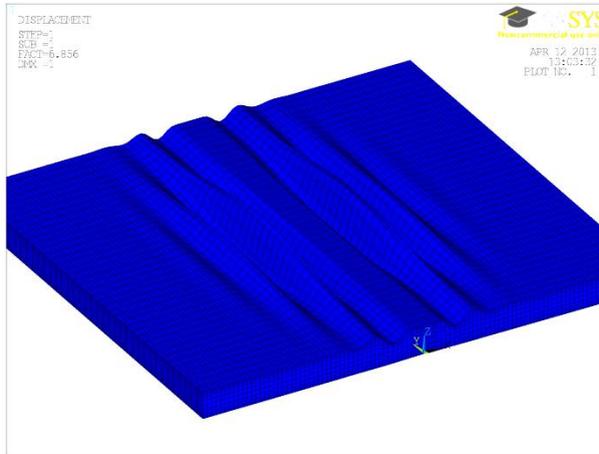


Bild 4.40: Erste Knittereigenformen unter Berücksichtigung einer linienförmigen Lasteinleitung

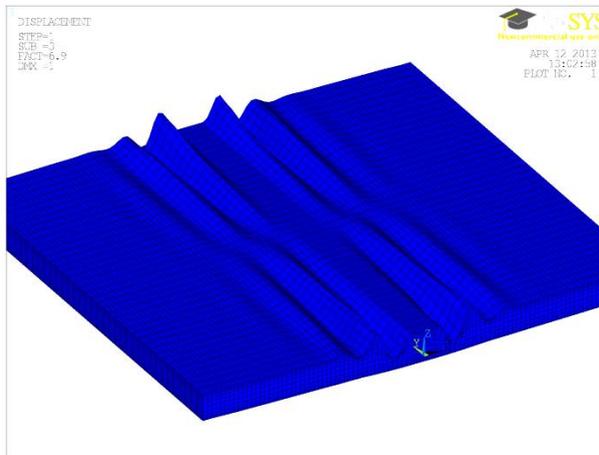


Bild 4.41: Dritte Knittereigenformen unter Berücksichtigung einer linienförmigen Lasteinleitung

Nach Stamm/Witte [47] kann man neben der sinusförmigen Gestalt der Eigenform auch die Länge der Beulwellen a_w rechnerisch bestimmen, siehe Gleichung (2.28). Je nach Blechdicke t ergeben sich theoretische Beulwellenlängen zwischen $a_w=4,78\text{mm}$ ($t=0,5\text{mm}$) und $a_w=5,74\text{mm}$ ($t=0,6\text{mm}$), siehe auch Gleichung (4.2).

$$a_w = 1,82 \cdot 0,5 \cdot 6 \sqrt{\frac{210.000^2}{2,85 \cdot 3,5}} = 4,78 \text{ mm} \quad (4.2)$$

Da die Form der Beulwellen durch die Lasteinleitung beeinflusst wird und daher geometrisch deutlich komplexer ausfällt als eine einfache Sinusform, lassen sich die numerisch ermittelten Beulwellenlängen nur schwer mit den errechneten Werten nach Gleichung (4.2) vergleichen. Betrachtet man aber die Eigenformen aus Bild 4.39 oder Bild 4.41, zeigt sich trotz alledem, dass die numerisch bestimmten Beulwellen teilweise deutlich länger sind.

Es lässt sich festhalten, dass die zusätzliche lokale Lasteinleitung einen nicht zu unterschätzenden Einfluss auf die Eigenform des Knitterversagens hat.

4.5.1.3 Verzweigungslasten

Die Verzweigungslast des knitternden Deckbleches lässt sich zunächst nach *Stamm/Witte* [47] mit Hilfe der Gleichung (2.29) bestimmen. Für die hier experimentell und numerisch untersuchten Elemente erhält man eine ideale Knitterspannung von $104,9 \text{ N/mm}^2$ ohne Berücksichtigung der Lasteinleitung, siehe Gleichung (4.3).

$$\sigma_{w,cr} = 0,82 \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} = 0,82 \sqrt[3]{2100003,5 \cdot 2,85} = 104,9 \text{ N/mm}^2 \quad (4.3)$$

Ermittelt man nun die zu den numerischen Eigenformen maßgebenden kritischen äußeren Lasten, muss berücksichtigt werden, dass die Druckspannungen des knitternden Deckbleches durch die zusätzliche äußere Druckbeanspruchung vergrößert ist. Da die zusätzliche äußere Druckkraft der Druckbeanspruchung des oberen Deckbleches infolge Biegung entspricht, werden die im Deckblech vorhandenen Druckspannungen verdoppelt. Dies wurde bei der folgenden Ermittlung der kritischen Knitterspannung nach Gleichung (4.4) berücksichtigt.

$$\sigma_{w,cr,FEA} = 2 \cdot (F_{cr,FEA} \cdot \frac{L}{4}) \cdot \frac{1}{d} \cdot \frac{1}{B \cdot t} \quad (4.4)$$

In Tabelle 4.5 und Tabelle 4.6 ist eine Zusammenstellung der Verzweigungslasten für die jeweils erste Eigenform für die experimentell untersuchten Probekörper zu finden.

Tabelle 4.5: Numerisch ermittelte Verzweigungslasten für die jeweils erste Eigenform bei punktueller Lasteinleitung

VK #	d [mm]	t [mm]	n _{Schrauben} [Stck/m]	F _{cr,FEA} [kN]	$\sigma_{w,cr,FEA}$ Gl. (4.4) [N/mm ²]	$\sigma_{w,cr,FEA} / \sigma_{w,cr}$
5.7.4	60	0,6	4	5,61	81,26	0,77
5.7.6	60	0,6	6	7,62	110,39	1,05
5.7.8	60	0,6	8	7,61	110,26	1,05
5.7.10	60	0,6	10	7,62	110,45	1,05
5.9.4	60	0,5	4	5,55	80,36	0,77
5.9.6	60	0,5	6	6,38	92,41	0,88
5.9.8	60	0,5	8	6,34	91,91	0,88
5.9.10	60	0,5	10	6,39	92,55	0,88
Mittelwert [-]						0,92
s [-]						0,12

Tabelle 4.6: Numerisch ermittelte Verzweigungslasten für die jeweils erste Eigenform bei linienförmiger Lasteinleitung

VK #	d [mm]	t [mm]	B _s [mm]	F _{cr,FEA} [kN]	$\sigma_{w,cr,FEA}$ Gl. (4.4) [N/mm ²]	$\sigma_{w,cr,FEA} / \sigma_{w,cr}$
6.7.10	60	0,6	10	7,76	112,39	1,07
6.7.60	60	0,6	60	8,27	119,78	1,14
6.9.10	60	0,5	10	6,46	93,68	0,89
6.9.60	60	0,5	60	6,86	99,35	0,95
Mittelwert [-]						1,01
s [-]						0,11

Die kritische Verzweigungslast wird nach Gleichung (4.4) rechnerisch ermittelt und nicht direkt aus der FE-Berechnung des Spannungszustandes ausgelesen. Durch die Betrachtung des Druckspannungszustandes auf dem Deckblech kann die Richtigkeit dieser Vorgehensweise und die Anwendbarkeit von Gleichung (4.4) verifiziert werden. In Bild 4.42 ist die Druckspannungsverteilung im oberen, knitternden Deckblech dargestellt. Die Druckspannungen in Feldmitte, bei maximaler Momentenbeanspruchung, entsprechen im integralen Mittel der nach Gleichung (4.4) rechnerisch ermittelten Spannung.

4.5 Interaktion Lasteinleitung und Knitterversagen

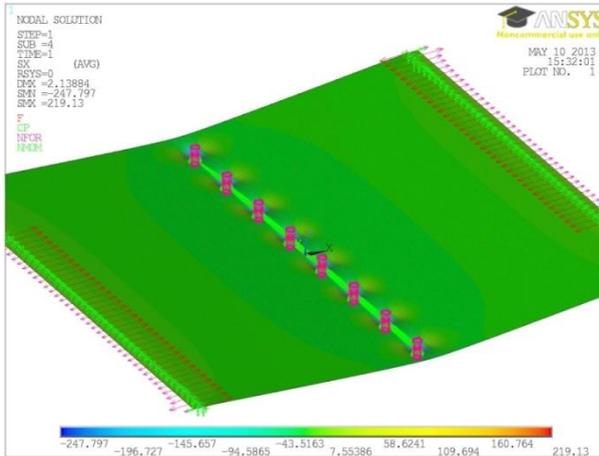


Bild 4.42: Druckspannungsverlauf im oberen Deckblech (hier VK 5.9.8) bei $F_{cr}=6,34\text{kN}$ und $\sigma_{w,cr,FEA}=92,55\text{N/mm}^2$ nach Gleichung (4.4)

Betrachtet man die numerisch erzielten Verzweigungsspannungen in Tabelle 4.5 und Tabelle 4.6, so erkennt man, dass diese grundlegend in überraschend guter Übereinstimmung zu den rechnerisch nach *Stamm/Witte* erzielten Knitterspannungen nach Gleichung (4.3) liegen. Diese Erkenntnis ist deshalb überraschend, weil die Eigenform und Knitterverformung deutlich von der theoretischen Sinusform abweichen. Bei genauerer Betrachtung erkennt man jedoch, dass die Verzweigungslasten auch von der Lasteinleitung abhängen. So steigen in Tabelle 4.6 die Verzweigungslasten mit zunehmender Stempelbreite an. Auch bei der punktuellen Lasteinleitung lässt sich diese Tendenz erkennen, wobei bei geringen Schraubenabständen die Unterschiede vernachlässigbar gering werden.

4.5.2 Traglastanalyse

4.5.2.1 Allgemeines

Nach den Verzweigungslastanalysen schließen sich numerische Traglastanalysen an, bei denen das FE-Modell nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung vorhandener Verformungen berechnet wird. Die numerische Lösung des daraus entstehenden Spannungsproblems erfolgt entweder mit dem Näherungsverfahren nach *Newton-Raphson* oder dem *Bogenlängenverfahren*, vergleiche [S1]. Das *Bogenlängenverfahren* ermöglicht es dabei auch den Traglastbereich nach Erreichen der maximal aufnehmbaren Last zu untersuchen.

In einem ersten Schritt wurden die Versuchskörper, welche in Kapitel 3.5 vorgestellt wurden, zu Vergleichszwecken nachgerechnet. Dabei wurden zunächst keine Vorverformungen oder Imperfektionen im FE-Modell berücksichtigt. Im Rahmen der Traglastanalyse wurde die zusätzliche äußere Druckbeanspruchung der Deckbleche wie sie in der Verzweigungslastanalyse notwendig war nicht berücksichtigt. Die Belastung der Elemente erfolgte ausschließlich senkrecht zur Deckblechebene.

In Tabelle 4.7 und Tabelle 4.8 sind die Traglasten zusammengefasst. Wie zu erkennen ist, liegen die numerischen Traglasten teilweise deutlich über den Versuchsergebnissen. Auffällig ist dabei, dass die Traglasten vergleichsweise konstant um etwa 20% überschätzt werden. Dies lässt darauf schließen, dass die Berücksichtigung vorhandener Bauteilimperfektionen noch erfolgen muss. Dabei ist die konstante Abweichung ein Indiz dafür, dass die anzusetzenden Imperfektionen ebenfalls konstant sein sollten. Dies ist insofern nachvollziehbar, als dass alle hier betrachteten Versuchskörper aus einer Herstellungslast stammen. Abweichungen in der Schaumqualität oder Imperfektionen der Deckbleche sind daher wahrscheinlich identisch.

Tabelle 4.7: Numerisch ermittelte Traglasten für Knitterversagen bei punktueller Lasteinleitung ohne Berücksichtigung von Imperfektionen

VK #	d [mm]	t [mm]	$n_{\text{Schrauben}}$ [Stck/m]	F_{test} [kN]	$\sigma_{w,\text{test}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	F_{FEA} [kN]	$\sigma_{w,\text{FEA}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	$F_{\text{FEA}} / F_{\text{test}}$ [-]
5.7.4	60	0,6	4	6,16	44,64	7,92	57,36	1,28
5.7.6	60	0,6	6	5,64	40,89	6,95	50,33	1,23
5.7.8	60	0,6	8	5,14	37,22	6,67	48,33	1,30
5.7.10	60	0,6	10	4,95	35,88	6,54	47,41	1,32
5.9.4	60	0,5	4	5,51	47,92	7,28	63,30	1,32
5.9.6	60	0,5	6	4,92	42,77	6,18	53,77	1,26
5.9.8	60	0,5	8	4,64	40,36	5,76	50,09	1,24
5.9.10	60	0,5	10	4,16	36,17	5,57	48,41	1,34
Mittelwert [-]								1,29
s [-]								0,04

Tabelle 4.8: Numerisch ermittelte Traglasten für Knitterversagen bei linienförmiger Lasteinleitung ohne Berücksichtigung von Imperfektionen

VK #	d [mm]	t [mm]	B _S [mm]	F _{test} [kN]	$\sigma_{w, \text{test}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	F _{FEA} [kN]	$\sigma_{w, \text{FEA}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	F _{FEA} / F _{test} [-]
6.7.10	60	0,6	10	4,68	33,89	6,80	49,30	1,45
6.7.60	60	0,6	60	8,13	58,91	8,25	59,78	1,01
6.9.10	60	0,5	10	3,97	34,49	5,77	50,17	1,45
6.9.60	60	0,5	60	6,92	60,19	7,69	66,89	1,11
							Mittelwert [-]	1,26
							s [-]	0,23

Die numerisch erzielten Traglasten ohne Berücksichtigung einer Imperfektion sind nicht geeignet, um die Knittertragfähigkeit aus den Versuchen realistisch wiederzugeben. Dem Knitterversagen liegt als Stabilitätsproblem die Annahme eines imperfekten Systems zugrunde. Ein vorzeitiges Stabilitätsversagen des Deckbleches kann durch geometrische und materialbedingte Imperfektionen der Deckschichten oder des Kernmaterials ausgelöst werden. Am häufigsten sind Vorverformungen des Deckbleches oder Fehlstellen im Sandwichkern wie zum Beispiel Lunker für das Knitterversagen verantwortlich, vergleiche [57]. Da die unterschiedlichen möglichen Imperfektionen in der Realität nur schwierig versuchstechnisch zu erfassen sind und daher weder qualitativ noch quantitativ entsprechend ihrer tatsächlichen Form und Größe anzusetzen sind, werden im Stahlbau üblicherweise äquivalente geometrische Ersatzimperfektionen angesetzt. Diese äquivalenten Ersatzimperfektionen sind in ihrer Wirkung auf das Stabilitätsproblem äquivalent zu den tatsächlichen Imperfektionen. Diese Vorgehensweise bietet sich auch für die Sandwichbauweise an. So ist es beispielsweise praktisch unmöglich Imperfektionen im Schaumkern vollständig zu messen. Schwankungen der Dichte und Lufteinschlüsse im Schaumkern sind jedoch häufige Imperfektionen, die einen Einfluss auf die Tragfähigkeiten haben. Um die Imperfektionen von Sandwichelementen erfassen zu können, bietet es sich daher an fiktive Ersatzimperfektionen einzuführen, die in ihrer Wirkung identisch zu den tatsächlich vorhandenen Imperfektionen sind. Zwar hat *Wolters* in [56] gezeigt, dass es im Rahmen einer sehr aufwendigen Modellierung möglich ist, die unterschiedlichen Imperfektionen tatsächlich im FE-Modell einzubauen. Für diese Arbeit wird dies jedoch nicht als zielführend betrachtet, da eine genaue Abbildung der tatsächlichen Imperfektionen aus den oben genannten Gründen nicht möglich ist. Die Wahl von Ersatzimperfektionen ist daher ohnehin notwendig. Die qualitative Form und quantitative Größe dieser Ersatzimperfektionen wird im Folgenden bestimmt.

4.5.2.2 Qualitative Form der geometrischen Ersatzimperfectionen

Die Wahl einer geeigneten geometrischen Ersatzimperfection für das FE-Modell beginnt mit der Ermittlung einer maßgebenden Vorverformungsfigur. Um die Effekte der verschiedenen in der Realität vorhandenen Imperfectionen zu berücksichtigen, werden zunächst unterschiedliche Vorverformungsfiguren auf ihre Eignung als Ersatzimperfection hin überprüft. Häufig ist es zwar ausreichend die erste Eigenform des linear-elastischen Verzweigungslastproblems als Vorverformung auf das System aufzubringen. In einer Traglastanalyse ist jedoch nicht zwangsläufig sichergestellt, dass eine Vorverformung entsprechend der ersten Eigenform mit der niedrigsten Verzweigungslast auch immer zur niedrigsten möglichen Traglast führt. Daher werden unterschiedliche Vorverformungen mit jeweils der gleichen maximalen Auslenkung von $e_0=1\text{mm}$ auf das FE-Modell aufgebracht, um im Anschluss eine Traglastanalyse nach Theorie II. Ordnung an diesem vorverformten System durchzuführen.

Im Folgenden werden die ersten fünf Eigenformen sowie weitere alternative Vorverformungsfiguren in Betracht gezogen. In den Versuchen zeigte sich das Knitterversagen dadurch, dass sich infolge Lasteinleitung eine durchgehende Knitterfalte in das Deckblech eingedrückt hat. Die plastische Beulverformung im Traglastzustand ähnelt der zugehörigen elastischen linienförmigen Eindrückung des Deckbleches. Diese Form kann durch eine vor der Traglastanalyse durchgeführte elastische Berechnung bestimmt werden. Dazu wird das Deckblech entlang der provozierten Knitterfalte durch eine Zwangsverformung vertikal eingedrückt, siehe Bild 4.44 (links). Die daraus resultierende Deckblechverformung kann als Vorverformung für eine Traglastanalyse ebenso genutzt werden, wie eine der Beuleigenformen aus der Verzweigungslastanalyse, siehe Bild 4.39.

Zusätzlich zu der Vorverformung entsprechend der späteren Knitterfalte im Traglastzustand wird untersucht, wie sich eine Vorverformung entsprechend der linear-elastischen Last-Verformung des Deckbleches auf die Knittertragfähigkeit auswirkt. Dazu wird das Deckblech an den Lasteinleitungsstellen durch eine Zwangsverformung in den Schaumkern eingedrückt, siehe Bild 4.44 (rechts). Diese Vorverformung bildet dabei den Effekt ab, dass bei der Montage von Sandwichelementen die direkten Schraubenverbindungen vorgespannt werden müssen, um ein luft- und wasserdichtes Anliegen der Unterlegscheiben zu gewährleisten. Die damit einhergehende Vorverformung des Deckbleches entspricht der hier beschriebenen Lastverformung. In Bild 4.44 sind die beiden alternativen Vorverformungsfiguren dargestellt.

4.5 Interaktion Lasteinleitung und Knitterversagen

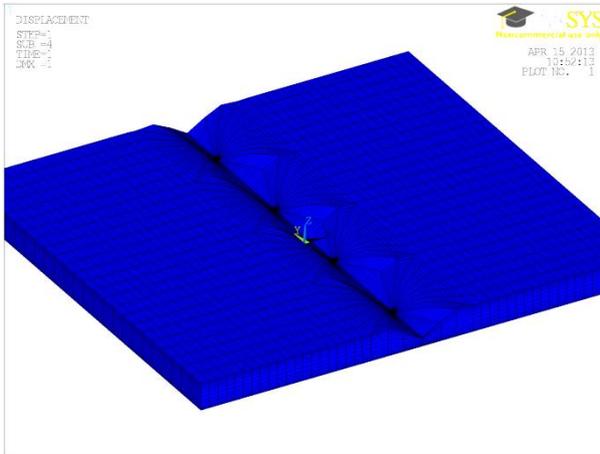


Bild 4.43: Alternative Vorverformungen bei punktueller Lasteinleitung („Beulverformung“)

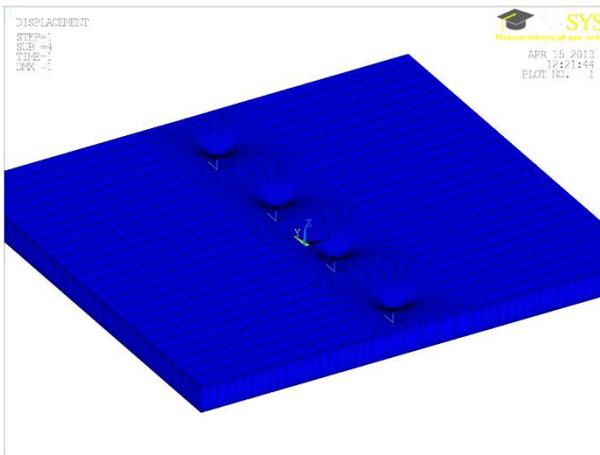


Bild 4.44: Alternative Vorverformungen bei punktueller Lasteinleitung („Lastverformung“)

Bei der linienförmigen Lasteinleitung wird ebenfalls eine zu den Eigenformen alternative Vorverformungsfigur angesetzt. Anders als bei der punktuellen Lasteinleitung sind jedoch die Verformung des Deckbleches infolge Knitterns im Traglastzustand und die linear-elastische Verformung infolge lokaler Lasteinleitung identisch. Daher wird an dieser Stelle nur die in Bild 4.45 dargestellte Vorverformung berücksichtigt, die der elastischen Eindrückung des oberen Deckbleches infolge Lasteinleitung entspricht.

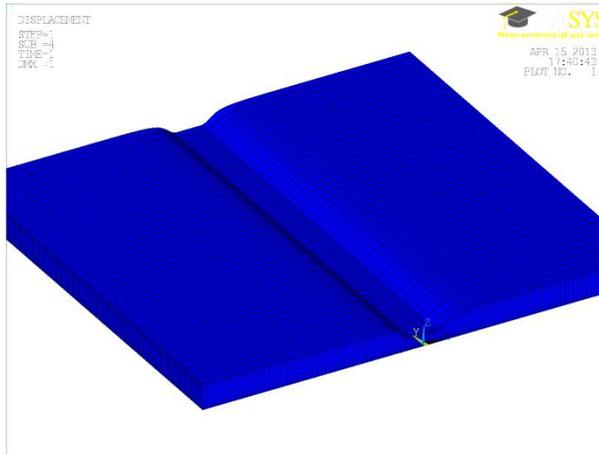


Bild 4.45: Alternative Vorverformung bei linienförmiger Lasteinleitung

Zur Ermittlung der maßgebenden anzusetzenden Vorverformungsfigur werden Traglastanalysen an den experimentell untersuchten Probekörpern durchgeführt. Dabei werden die unterschiedlichen Vorverformungsansätze als geometrische Imperfektion auf das System aufgebracht. Die Größe der aufgebrachten Vorverformung wird dabei zunächst einheitlich mit $e_0=1,0\text{mm}$ festgesetzt. Auf diese Weise ist es möglich, die Traglast-abmindernde Wirkung der unterschiedlichen Imperfektionsansätze zu ermitteln und zu vergleichen. In Tabelle 4.9 sind die Traglasten eines exemplarisch untersuchten Probekörpers unter punktueller Lasteinleitung zusammenfassend dargestellt. Als Vorverformung wurden neben den ersten fünf Eigenformen der Verzweigungslastanalyse auch die oben vorgestellten Verformungsansätze nach Bild 4.44 berücksichtigt. Zum einen ist zu erkennen, dass die erste Eigenform mit der geringsten Verzweigungslast nicht die geringste Traglast hervorruft. Von den fünf untersuchten Eigenformen zeigt die dritte Eigenform, siehe Bild 4.39, die größte Traglast-abmindernde Wirkung. Eigenformen über die fünfte Eigenform hinaus werden an dieser Stelle nicht betrachtet, weil es als unwahrscheinlich angesehen werden kann, dass diese maßgebend werden. Die insgesamt geringste Traglast wird jedoch von dem Verformungsansatz entsprechend der Deckblecheindrückung (Beulverformung rechts in Bild 4.44), wie sie in den Versuchen beobachtet wurde, hervorgerufen. Wie zu erwarten, zeigt die Knitterfalte im FE-Modell dann auch die in den Versuchen beobachtete Form. Es kann also für eine weitergehende Vergleichsrechnung der Versuche davon ausgegangen werden, dass die entsprechend Bild 4.44 als Beulverformung bezeichnete lokale Vorverformung des Deckbleches im Rahmen einer nicht

linearen Traglastanalyse als maßgebender geometrischer Imperfektionsansatz genutzt werden kann.

Tabelle 4.9: Numerisch ermittelte Traglasten für Knitterversagen bei punktueller Lasteinleitung für unterschiedliche Imperfektionsansätze (hier Probekörper 5.7.4)

Imperfektion ($e_0 = 1\text{mm}$)	$F_{w,FEA}$ [kN]	$F_{w,FEA} / F_{w,test}$ [-]
1. Eigenform	7,93	1,29
2. Eigenform	7,93	1,29
3. Eigenform	6,76	1,10
4. Eigenform	7,16	1,16
5. Eigenform	7,71	1,25
Lastverformung	7,55	1,23
Beulverformung	6,62	1,07

Analog zur Vorgehensweise bei der punktuellen Lasteinleitung wurde auch für die linienförmige Lasteinleitung zunächst eine Analyse des maßgebenden geometrischen Imperfektionsansatzes durchgeführt. In Tabelle 4.10 sind die Traglasten der angesetzten Vorverformungen zusammengestellt. Neben den ersten fünf Eigenformen wurde auch der Ansatz nach Bild 4.45 untersucht. Auch für die linienförmige Lasteinleitung zeigt sich, dass die erste Eigenform nicht zur maßgebenden Traglast führt. Erneut bestätigt sich, dass der Verformungsansatz entsprechend der in den Versuchen beobachteten Deckblecheindrückung zu den geringsten Traglasten führt und im Folgenden als maßgebende geometrische Imperfektionsfigur berücksichtigt wird. Damit entspricht die maßgebende geometrische Ersatzimperfektion derselben Verformung, die auch in den Versuchen als plastische Knitterform festgestellt wurde. Das Deckblech wird in den Schaumkern eingedrückt, wobei keine Delamination vom Schaumkern festzustellen war. Die FE-Modellierung ohne zusätzliche Federelemente zwischen Deckblech und Schaumkern, die ein Delaminationsversagen berücksichtigen könnten, wird also bestätigt, vergleiche auch [42] und [56].

Tabelle 4.10: Numerisch ermittelte Traglasten für Knitterversagen bei linienförmiger Lasteinleitung für unterschiedliche Imperpektionsansätze (hier Probekörper 6.7.60)

Imperfektion ($e_0 = 1\text{mm}$)	$F_{w,FEA}$ [kN]	$F_{w,FEA} / F_{w,test}$ [-]
1. Eigenform	7,66	0,94
2. Eigenform	8,09	0,99
3. Eigenform	7,91	0,97
4. Eigenform	8,45	1,04
5. Eigenform	7,79	0,96
Lastverformung	7,62	0,94

Aufbauend auf der maßgebenden Imperpektionsfigur, die bisher nur für eine pauschale Imperpektionsgröße von $e_0=1\text{mm}$ ermittelt wurde, wird im nächsten Schritt eine an den Versuchen kalibrierte Imperpektionsgröße bestimmt, siehe Kapitel 4.5.2.3.

Da die maßgebende Ersatzimperpektion nicht aus einer der Verzweigungseigenformen gewonnen wird, ist eine tiefere Beschäftigung mit der Verzweigungslastanalyse nicht erforderlich.

4.5.2.3 Bestimmung der quantitativen Größe der Ersatzimperpektionen

Nachdem die qualitative Form einer ungünstigen Ersatzimperpektion gefunden ist, muss im nächsten Schritt die quantitative Größe dieser Ersatzimperpektion ermittelt werden, so dass die numerisch errechneten Traglasten in guter Übereinstimmung zu den Versuchsergebnissen stehen. Dazu wird das FE-Modell nun derart kalibriert, dass die Größe der Ersatzimperpektion die Effekte der tatsächlich vorhandenen Imperpektionen der Deckbleche und des Schaumkerns erfassen. Im Zuge einer Sensitivitätsanalyse hat sich eine quantitative Knitterersatzimperpektion von

$e_0=2,0\text{mm}$

für die zuvor ermittelte qualitative Ersatzimperpektionsform als geeignet herausgestellt, die Effekte aus tatsächlichen Imperpektionen abzubilden. Zwar wäre es möglich für jeden Versuchskörper individuell angepasste Ersatzimperpektionsgrößen zu bestimmen. Da die Versuchskörper jedoch alle einer Produktionsserie entnommen wurden, ist davon auszugehen, dass die tatsächlichen Imperpektionen der Deckbleche sowie der Schaumkernschicht vergleichbar sind. Die angesetzte geometrische Ersatzimperpektion $e_0=2,0\text{mm}$ bildet diese Imperpektionen daher für alle Versuchskörper im integralen Mittel in guter Näherung ab, wie die folgende Vergleichsrechnung zeigt.

4.5 Interaktion Lasteinleitung und Knitterversagen

Eine Zusammenstellung der Vergleichsrechnungen der Knitterversuche aus Kapitel 3.5 ist in Tabelle 4.11 für die punktuelle Lasteinleitung und in Tabelle 4.12 für die linienförmige Lasteinleitung zu finden. Den Traglastberechnungen liegen die geometrischen Imperfektionsansätze aus Kapitel 4.5.2.2 und die Imperfektionsgrößen von $e_0=2,0\text{mm}$ zugrunde.

Tabelle 4.11: Zusammenstellung Vergleichsrechnung Knitterversuche mit punktueller Lasteinleitung

VK #	F_{test} [kN]	$\sigma_{w,\text{test}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	F_{FEA} [kN]	$\sigma_{w,\text{FEA}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	$F_{\text{FEA}} / F_{\text{test}}$ [-]
5.7.4	6,16	44,64	5,98	43,30	0,97
5.7.6	5,64	40,89	5,68	41,14	1,01
5.7.8	5,14	37,22	5,54	40,17	1,08
5.7.10	4,95	35,88	5,48	39,72	1,11
5.9.4	5,51	47,92	5,34	46,41	0,97
5.9.6	4,92	42,77	4,86	42,26	0,99
5.9.8	4,64	40,36	4,66	40,50	1,00
5.9.10	4,16	36,17	4,56	39,62	1,10
Mittelwert [-]					1,03
s [-]					0,06

Tabelle 4.12: Zusammenstellung Vergleichsrechnung Knitterversuche mit linienförmiger Lasteinleitung

VK #	F_{test} [kN]	$\sigma_{w,\text{test}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	F_{FEA} [kN]	$\sigma_{w,\text{FEA}}$ Gl. (3.9) [N/mm ²]	$F_{\text{FEA}} / F_{\text{test}}$ [-]
6.7.10	4,68	33,89	5,81	42,12	1,24
6.7.60	8,13	58,91	7,04	51,01	0,87
6.9.10	3,97	34,49	4,87	42,37	1,23
6.9.60	6,92	60,19	6,36	55,30	0,92
Mittelwert [-]					1,06
s [-]					0,20

Die Traglasten der Versuche können also in guter Näherung mit dem FE-Modell gegengerechnet werden. Dabei bestätigt sich, dass die Knittertraglast zwar mit steigender Blechdicke ansteigt, wie jedoch bereits bei den Versuchen beobachtet, bleibt die Knitterspannung quasi unabhängig von der Blechdicke beziehungsweise erhöht sich sogar mit geringerer Blechdicke. Damit bestätigt sich das Phänomen, dass die Knittertraglast nicht linear mit der Blechdicke ansteigt, da die Deckblechdicke durch ihren Einfluss auf die lokale Eindrückung einen zweifachen Effekt auf die Knittertragfähigkeit hat. So kommt es auch bei der FE-Analyse dazu, dass die Knitterspannung bei steigender Blechdicke abfällt.

Wie auch Bild 4.46 zeigt, sind die Übereinstimmungen der numerischen Traglasten mit den experimentell ermittelten Ergebnissen gut. Bei der linienförmigen Lasteinleitung fällt eine etwas größere Streuung der Ergebnisse ins Auge, welche durch größere Schwankungen in der Versuchsdurchführung erklärt werden können. Die Schwankungen liegen jedoch noch im Rahmen dessen, was als tolerierbar angesehen wird. Die zuvor bestimmten geometrischen Imperfektionsansätze und Imperfektionsgrößen können für die hier durchgeführten Vergleichsrechnungen bestätigt werden.

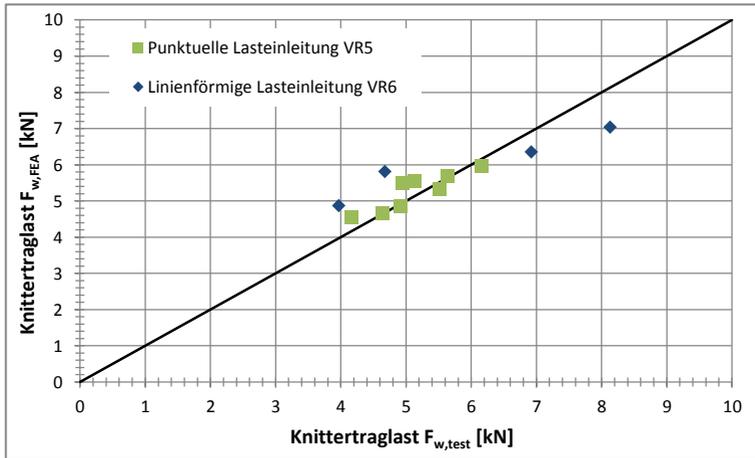


Bild 4.46: Ergebnisse der FE-Vergleichsrechnung der durchgeführten Versuche

Nachdem das FE-Modell auf die Versuchsergebnisse kalibriert wurde und in der Vergleichsrechnung gute Ergebnisse erzielte, kann im nächsten Schritt eine Parameterstudie durchgeführt werden.

4.5.3 Parameterstudie

Wie bei der Betrachtung des rein lokalen Tragverhaltens, wird auch für die Interaktion von lokalem Tragverhalten und einem Knitterversagen eine vertiefende FE-Parameterstudie durchgeführt.

Da die Traglastberechnung des Knitterstabilitätsproblems eine deutlich größere Rechenzeit benötigt als dies bei der lokalen Lasteinleitung der Fall ist, ist es notwendig den bisherigen verwendeten Parameterbereich sinnvoll zu reduzieren. So wurde darauf verzichtet die Streckgrenze der Deckbleche zu variieren, da diese auf das Stabilitätsproblem keinen wesentlichen Einfluss haben sollte. Stattdessen wird ein konstanter Wert von $f_y=400\text{N/mm}^2$ angesetzt. Ebenso wird der Schubmodul konstant zu $G_c=2,85\text{N/mm}^2$ gesetzt. Bei der punktuellen

Lasteinleitung wird der Durchmesser der Unterlegscheibe ebenfalls nicht variiert, $d_w=16\text{mm}$, sondern vielmehr die Anzahl der Schrauben, die auf einem Meter Breite angeordnet werden. Die Anordnung der Schrauben erfolgt entsprechend Bild 3.36, die Spannweite der Probekörper betrug einheitlich 960mm. Allein durch den Verzicht dieser zusätzlichen Variationen konnte der zu untersuchende Parameterbereich auf 2/9 (22%) der sonst notwendigen Größe reduziert werden, ohne dass die Parameterstudie wesentlich an Aussagekraft einbüßt. Die Variationsparameter für die punktuelle Lasteinleitung ergeben sich demnach zu:

- Schraubenanzahl pro laufendem Meter $n_{\text{sch}} = 4 \mid 6 \mid 8\text{Stck}$
- Stahldeckblechdicke $t = 0,4 \mid 0,6 \mid 0,8\text{mm}$
- Schaumkern E-Modul $E_C = 2 \mid 4 \mid 6\text{N/mm}^2$
- Schaumkern Festigkeit $f_C = 0,10 \mid 0,18\text{N/mm}^2$

In Summe ergeben sich also 54 Konfigurationen, die in der numerischen Traglastanalyse untersucht werden. Eine Auflistung aller Ergebnisse ist in Anhang B.3 zu finden.

Die Variationsparameter für die linienförmige Lasteinleitung lauten entsprechend:

- Auflagerbreite $B_S = 20 \mid 60 \mid 100\text{mm}$
- Stahldeckblechdicke $t = 0,4 \mid 0,6 \mid 0,8\text{mm}$
- Schaumkern E-Modul $E_C = 2 \mid 4 \mid 6\text{N/mm}^2$
- Schaumkern Festigkeit $f_C = 0,10 \mid 0,18\text{N/mm}^2$

Damit werden erneut 54 Konfigurationen berechnet, was einer deutlichen Erweiterung der experimentellen Versuchsmatrix entspricht. Eine Auflistung aller Ergebnisse ist in Anhang B.4 zu finden.

Im Folgenden werden einige Ergebnisse der Parameterstudie diskutiert. Die Einflussfaktoren Schraubenanzahl beziehungsweise Stempelbreite sowie die Deckblechdicke und Schaumkernfestigkeit werden hinsichtlich ihres Effektes auf die Knittertragfähigkeit auszugsweise vorgestellt.

In Bild 4.47 wird deutlich, dass sich die maximale Knitterspannung mit steigender Schraubenanzahl und damit mit geringerem Schraubenabstand verringert. Dies mag anfänglich als eine Selbstverständlichkeit erscheinen, ist aber dennoch nicht trivial. Mit zunehmender Schraubenanzahl verringert sich die übertragene Kraft je Schraubenverbindung theoretisch linear, wodurch sich die vorhandene lokale Eindrückung w_0 reduziert. Trotzdem wirkt sich eine enge Schraubenreihe ungünstig auf das Tragverhalten aus. Je enger die Schrauben angeordnet werden,

desto eher bildet sich die spätere Knitterfalte in der elastischen Verformung aus, was die Reduktion der Knittertragfähigkeit erklärt. Dieser Effekt konvergiert gegen einen Grenzwert, wie auch in Bild 4.47 zu sehen ist. Abhängig von der Deckblechdicke ist bei einer sehr dichten Schraubenanordnung die Knittertragfähigkeit von geringer als bei weiten Schraubenabständen. Eine intensive Diskussion dieses formabhängigen Verhaltens erfolgt in Kapitel 7.3, indem ein Formfaktor zu Berücksichtigung dieses Effektes eingeführt wird.

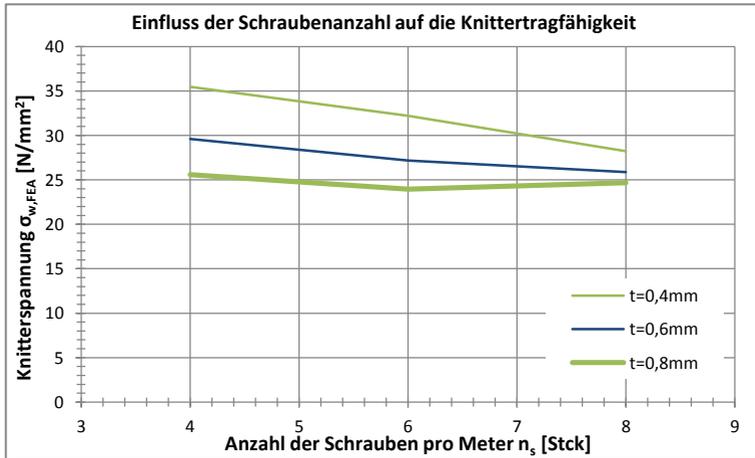


Bild 4.47: Einfluss der Schraubenzahl auf die Knitterspannung (hier für $E_c=2,0\text{N/mm}^2$ und $f_c=0,1\text{N/mm}^2$)

Aus Bild 4.47 wird deutlich, dass die Knitterspannung mit steigender Blechdicke abnimmt. Die Knitterlast steigt also nicht linear, sondern nur affin linear mit der Blechdicke an. Dies wird auch in Bild 4.48 und Bild 4.49 erneut veranschaulicht. Dort ist der Effekt der Deckblechdicke beziehungsweise der Schaumkernsteifigkeit auf die zu erzielende Knittertragfähigkeit dargestellt. Man erkennt, dass beide Faktoren die Knittertragfähigkeit günstig beeinflussen.

Bei der Betrachtung von Bild 4.48 ist zu beachten, dass nicht die Knitterspannung, sondern die Knittertraglast abhängig von der Blechdicke aufgetragen ist. Eine erhöhte Deckblechdicke führt zu einer Steigerung der aufnehmbaren Last und zu einer Erhöhung der Knittertragfähigkeit. Um den günstigen Einfluss der Blechdicke auf die Knittertragfähigkeit darzustellen, wurde daher die Knitterlast angegeben.

4.5 Interaktion Lasteinleitung und Knitterversagen

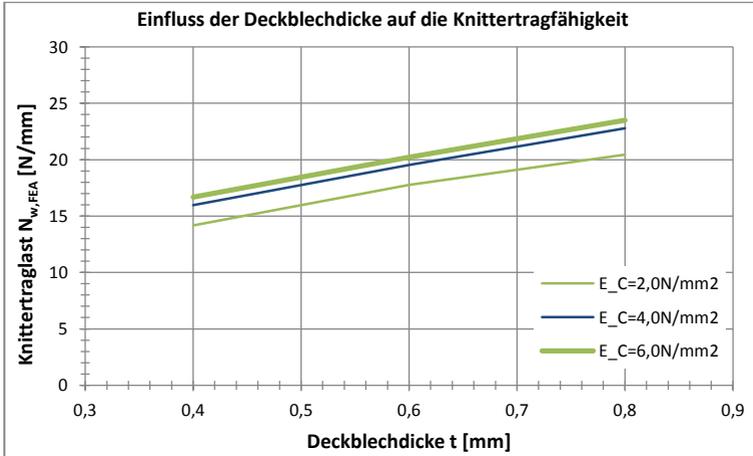


Bild 4.48: Einfluss der Deckblechdicke auf die Knitterlast bei punktueller Lasteinleitung (hier für $n_{\text{Schrauben}}=4\text{Stck/m}$ und $f_c=0,1\text{N/mm}^2$)

Mit steigender Schaumkernfestigkeit nimmt auch die aufnehmbare Knittertragfähigkeit zu. Es zeigt sich jedoch, dass der Einfluss der Schaumkernsteifigkeit E_C einen nicht linearen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit ausübt. Dies deckt sich mit der Formulierung der Knittertragfähigkeit nach Stamm/Witte [47] nach Gleichung (2.32), in der der E-Modul des Schaumkerns nur in der dritten Wurzel berücksichtigt wird.

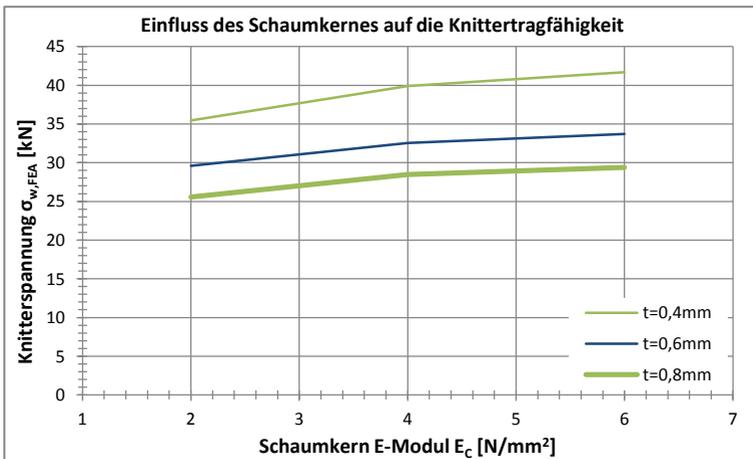


Bild 4.49: Einfluss des E-Moduls des Schaumkernes auf die Knitterlast bei punktueller Lasteinleitung (hier für $n_{\text{Schrauben}}=4\text{Stck/m}$ und $f_c=0,1\text{N/mm}^2$)

Der Einfluss der Stempelbreite bei linienförmiger Lasteinleitung ist in Bild 4.50 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass sich eine tendenziell größere Knitterspannung erzielen lässt, wenn die Stempelbreite B_s vergrößert wird. Die Tragfähigkeit ist aber nicht in dem Maße von der Stempelbreite abhängig, wie dies beim Schraubenabstand der Fall ist. Dies ist dadurch zu erklären, dass die Knitterfalte, die sich im Traglastzustand einstellt, nicht von der Stempelbreite abhängt. Sowohl bei schmalen als auch breiten Stempeln bildet sich ein plastisches Knitterfließgelenk im Deckblech aus. Auch bei breiten Stempeln tritt ein Knitterversagen bei Ausbildung eines Fließgelenkes links oder rechts neben dem Stempel ein. Anders als bei der punktuellen Lasteinleitung beeinflusst die Lasteinleitung das Knittern also nicht in seiner Formgebung. Trotzdem zeigt die Knittertragfähigkeit einen Einfluss, da die Kontaktpressung bei größerer Stempelbreite verringert wird, wodurch wiederum die lokale Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern verringert wird. Dies übt sich günstig auf das Tragverhalten aus. Es bleibt festzuhalten, dass die Stempelbreite einen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit bei zusätzlicher lokaler Lasteinleitung ausübt, wenn auch einen geringeren als der Schraubenabstand bei der punktuellen Lasteinleitung. In Kapitel 7.5.3 folgen auch zur linienförmigen Lasteinleitung weitergehende Untersuchungen.

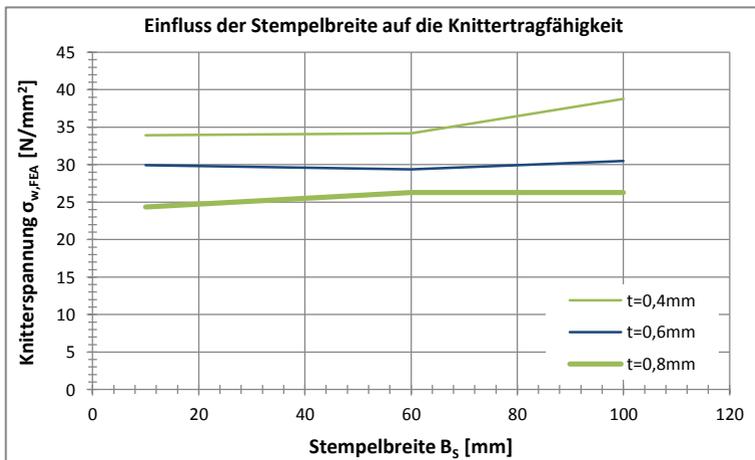


Bild 4.50: Einfluss der Stempelbreite auf die Knitterspannung (hier für $E_c=2,0\text{N/mm}^2$ und $f_c=0,1\text{N/mm}^2$)

Der Einfluss der Deckblechdicke und des Schaumkern E-Moduls ist in Bild 4.51 und Bild 4.52 dargestellt. Hierbei zeigt sich, dass bei der linienförmigen Lasteinleitung die gleichen Beobachtungen gemacht werden können wie bei der punktuellen

4.5 Interaktion Lasteinleitung und Knitterversagen

Lasteinleitung, die ein Verhalten in guter Näherung zur Formulierung der Knittertragfähigkeit nach Gleichung (2.32) zeigen.

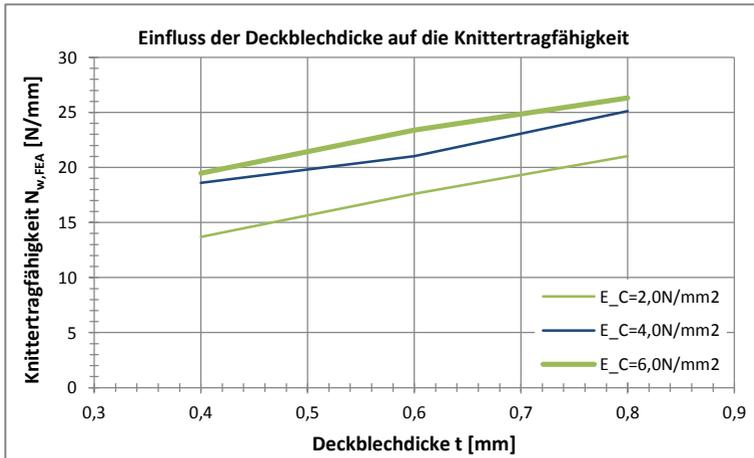


Bild 4.51: Einfluss der Deckblechdicke auf die Knitterlast bei linienförmiger Lasteinleitung (hier für $B_S=60\text{mm}$ und $f_c=0,1\text{N/mm}^2$)

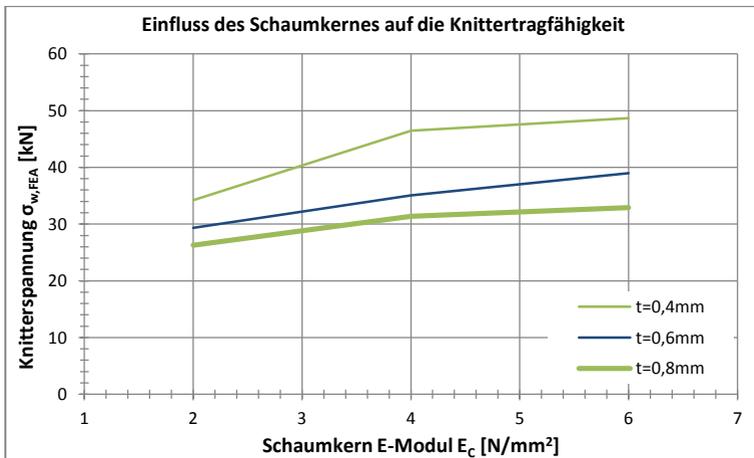


Bild 4.52: Einfluss des E-Moduls des Schaumkerns auf die Knitterlast bei linienförmiger Lasteinleitung (hier für $B_S=60\text{mm}$ und $f_c=0,1\text{N/mm}^2$)

4.5.4 Fazit

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die FE-Untersuchungen die experimentell gewonnenen Erkenntnisse bestätigen. Der Einfluss der Materialeigenschaften des Schaumkerns und der Blechdicke der druckbeanspruchten Deckschichten konnte herausgearbeitet werden.

- Es zeigte sich, dass bereits die kritische linear-elastische Verzweigungsknitterspannung von der Lasteinleitung – Schraubenabstand und Auflagerbreite – abhängt.
- Sowohl eine größere Schaumkernsteifigkeit E_C , als auch eine größere Deckblechdicke t führen zu einer Erhöhung der Knittertraglast. Dabei übt die Deckblechdicke einen zweifachen Einfluss sowohl auf das lokale Verformungsverhalten als auch das Knittertragverhalten aus.
- Von zentraler Bedeutung ist die Beobachtung, dass die Schraubenanordnung und die Breite des Druckstempels einen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit haben. Die lokale Lasteinleitung übt also einen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit aus, der vom lokalen Tragverhalten abhängt und kann nicht als pauschal angesehen werden. Die Schraubenanordnung und Stempelbreite beeinflussen die Knittertragfähigkeit.

5 Durchknöpffragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung

In diesem Kapitel wird eine mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung inklusive Bemessungsformeln vorgestellt. Das hergeleitete Bemessungsverfahren für das Durchknöpffersagen von Sandwichelementen unter punktueller Drucklasteinleitung basiert auf einer von *Ungermann/Lübke* [53] hergeleiteten Modellvorstellung. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein auf dieser Modellvorstellung beruhender allgemeiner Bemessungsansatz für Sandwichelemente mit ebenen Deckblechen und einem PUR-Schaumkern entwickelt.

Nachdem das grundlegende Tragverhalten, wie es aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen festgestellt wurde, zusammengefasst wird, folgt die Herleitung einer zugehörigen mechanischen Modellvorstellung. Dabei wird das mechanische Tragverhalten beschrieben und in mathematische Formulierungen überführt. Ein auf den Versuchs- und FE-Ergebnissen basierendes Grenzkriterium zum Durchknöpffersagen wird eingeführt werden und im letzten Kapitel durch eine Vergleichsrechnung verifiziert.

5.1 Grundlegendes Tragverhalten

Aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen, siehe Kapitel 3.3 und 4.3, lässt sich das grundlegende Tragverhalten eines Sandwichelementes unter punktueller Lasteinleitung ableiten. Es stellte sich heraus, dass das lokale Tragverhalten des Sandwichelementes im Wesentlichen von einem sich auf dem Deckblech ausbildenden radial-symmetrischen Membranspannungszustand abhängt. Die dabei auftretenden Hauptspannungen wirken radial und tangential zur Lasteinleitung. Tangential wirkende Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitungsstelle verursachen im Grenzzustand der Tragfähigkeit ein Aufreißen des Deckbleches, worauf das Durchknöpfen der Unterlegscheibe folgt. Verteilt sind die Umfangsspannungen bei einer mittig und ungestörten Lasteinleitung radial-symmetrisch, wobei die Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitungsstelle mit zunehmendem Abstand in Druckumfangsspannungen umschlagen. Aufgrund der federelastischen Lagerung wirken diese Zug- und Druckringe auf dem Deckblech flächig verschmiert, vergleiche Bild 5.1.

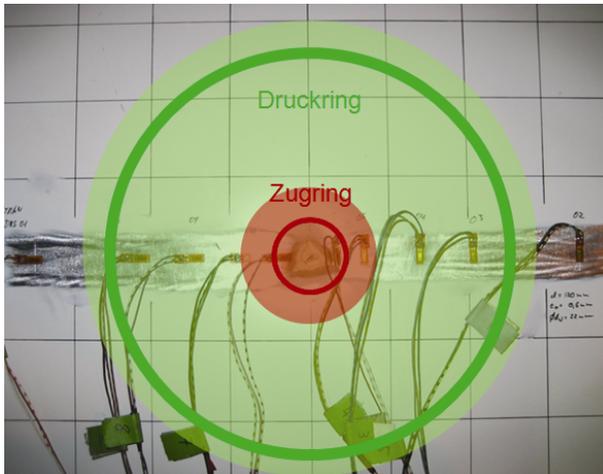


Bild 5.1: Lokales Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung [52]

5.2 Mechanische Modellvorstellung

Wie bei jeder ingenieurmäßig entwickelten mechanischen Modellvorstellung sind gewisse vereinfachende Annahmen des komplexen realen Tragverhaltens vorab zu definieren. Generell gilt, dass diese vereinfachenden Annahmen zum Tragverhalten nur so weit gehen dürfen, dass die Aussagekraft des darauf basierenden Bemessungskonzeptes für eine sichere aber gleichzeitig wirtschaftliche Bemessung nicht in unzulässiger Weise beeinflusst werden darf.

- Die Lasteinleitung erfolgt ausschließlich auf dem äußeren Deckblech durch Kontaktpressung mit der Unterlegscheibe. Lastübertragungen durch das Schraubengewinde am innenliegenden Deckblech werden ebenso wie ein eventueller Kontakt des äußeren Deckbleches mit einem unter dem Schraubenkopf befindlichen Stützgewinde vernachlässigt.
- Der Schaumkern übt eine stützende Wirkung auf das Deckblech in vertikaler Richtung aus. Der Schaumkern kann als vollflächige federelastische Lagerung gegenüber einer vertikalen Verformung angesehen werden. Die kraftschlüssige Übertragung von Horizontalschub in der Verbundfuge von Deckblech und Schaumkern wird vereinfachend vernachlässigt.
- Der Schaumkern verfügt über eine ausreichende Materialstärke, so dass die Dicke des Sandwichkerns keinen Einfluss auf die Federlagerung hat.

Der Schaumkern stellt ein linear-elastisches Kontinuum für die Deckbleche dar.

- Die vorhandene Biegesteifigkeit der Deckbleche wird vernachlässigt, es wird von einem reinen Membranspannungszustand auf dem Deckblech ausgegangen. Die angesetzten Radial- und Umfangsspannungen werden als gleichmäßig über die Deckblechdicke verteilt angesehen.

5.2.1 Grundlegende Modellvorstellung bei ungestörter Lasteinleitung

Unter Berücksichtigung dieser Vereinfachungen lässt sich nun ein mechanisches Modell entwickeln. Die Lasteinleitung wird dabei zunächst nicht durch die Randbedingungen des Elementes gestört. Nimmt man den radial-symmetrischen Spannungszustand aus verschmierten radialen und tangentialen Hauptspannungen und diskretisiert diesen, kann man das Deckblech in radial und tangential geführte Ersatzelemente zerlegen. Das Deckblech wird also durch ein radial-symmetrisches Netz ersetzt, siehe Bild 5.2. Biegeeffekte der radial-symmetrischen Elemente werden unter Berücksichtigung der federelastischen Lagerung vernachlässigt, stattdessen werden nur Druck- oder Zugbeanspruchungen an den einzelnen Elementen angesetzt. Unter Berücksichtigung des grundlegenden Tragverhaltens sind radiale Ersatzelemente also einer Zugbeanspruchung ausgesetzt, wohingegen die tangentialen Elemente, je nach Abstand zur Lasteinleitung, entweder durch Zug- oder Druck beansprucht werden, siehe Bild 5.2.

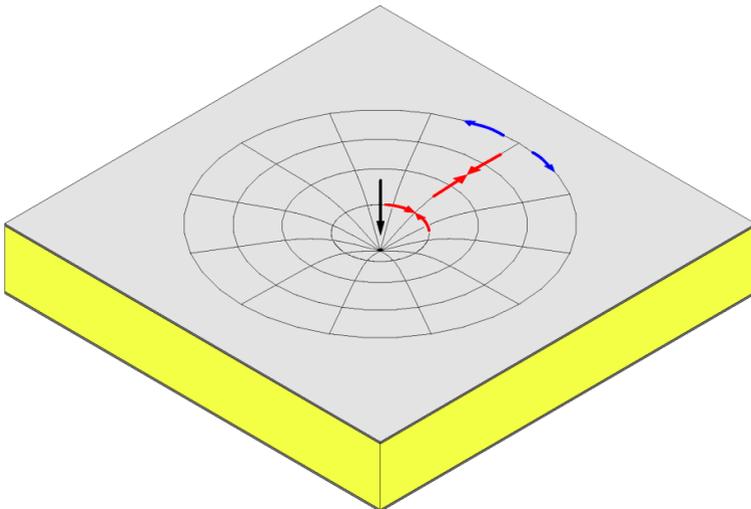


Bild 5.2: Modellvorstellung zur punktuellen Beanspruchung eines Sandwichelementes [52]

Schneidet man aus dem diskretisierten Modell des Deckbleches ein radiales, federelastisch gelagertes Element heraus, siehe Bild 5.3, lässt sich unter der Annahme einer reinen Zugbeanspruchung, ein Gleichgewichtszustand für dieses losgelöste Element finden. In [53] haben *Ungermann/Lübke* durch eine FE-Vergleichsrechnung gezeigt, dass sich der Schaumkern als federelastische Lagerung für das Deckblech berücksichtigen lässt. Um statisches Gleichgewicht der äußeren einwirkenden Punktlast F mit der Auflagerreaktion der federelastischen Lagerung herzustellen, ist die Gesamtverformung des Elementes von entscheidender Bedeutung.

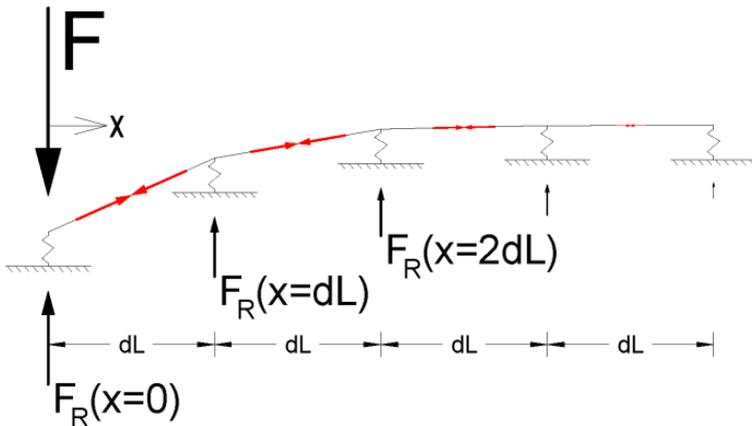


Bild 5.3: Federelastisch gelagertes radiales Element herausgeschnitten [53]

5.2.1.1 Entwicklung der Grundgleichungen

Ist die Durchbiegungsfunktion $w(x)$ des Deckbleches bekannt, so lässt sich über die Federsteifigkeit des Sandwichkerns die Summe der Auflagerreaktionen F_R bestimmen, die im Gleichgewicht zur äußeren einwirkenden Punktlast F steht, siehe Bild 5.3. Schneidet man einen infinitesimalen Teil aus dem radialen Element heraus, siehe Bild 5.4, und bildet an diesem Freischnitt ein Kräftegleichgewicht, so ergibt sich unter Vernachlässigung der Biegesteifigkeit EI des Elementes die Differentialgleichung zu (5.1). Hierbei ist jedoch einschränkend zu beachten, dass der tatsächliche räumliche Spannungszustand zunächst nur vereinfachend ohne Berücksichtigung der in Umfangsrichtung wirkenden Spannungen dargestellt wird. Dies ist zum einen für die Handhabbarkeit des mechanischen Modells notwendig, zum anderen aber auch mechanisch als akzeptable Vereinfachung anzusehen. Da in den Versuchen und der FE Analyse gezeigt werden konnte, dass die Umfangsspannungen mit zunehmendem Abstand zur Lasteinleitung rasch auf ein

im Vergleich zu den Radialspannungen sehr geringes Niveau fallen, sind diese für das Kräftegleichgewicht als weniger bedeuten anzusehen als die vertikale Komponente der radialen Spannung. Im Falle der linienförmigen Lasteinleitung, siehe Bild 6.1 im Folgenden Kapitel 6 ist diese Vereinfachung ohnehin zulässig.

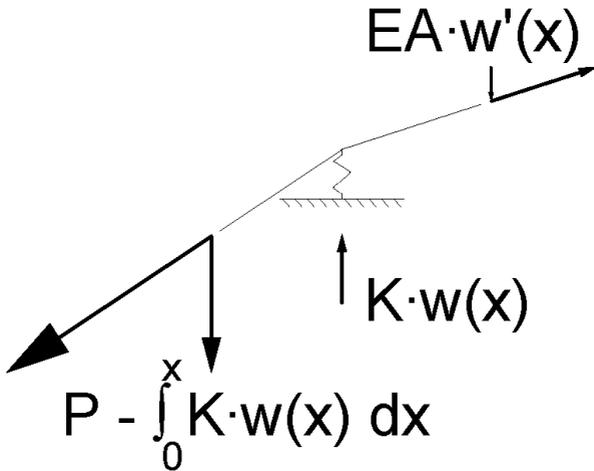


Bild 5.4: Schnitt eines infinitesimalen Elementes [53]

$$K \cdot w(x) + EA \cdot w'(x) = P - \int_0^x (K \cdot w(x)) \, dx \quad (5.1)$$

Als Ansatzfunktion für die allgemeine Differentialgleichung nach (5.1) lässt sich eine Exponentialfunktion nutzen. Die Verformungsmessungen des Deckbleches in den Versuchen und den FE-Berechnungen bestätigen eine Exponentialfunktion nach Gleichung (5.2) als sinnvolle Ansatzfunktion für die Verformung $w(x)$.

$$w(x) = a \cdot e^{-b \cdot x} \quad (5.2)$$

Die Verformungsfunktion $w(x)$ hängt von den zwei Einflussparametern a und b ab. Der Faktor a beschreibt dabei die an der Lasteinleitungsstelle für $w(x=0)$ vorhandene Größe der lokalen Durchbiegung w_0 , also genau die Eindrückung des belasteten Deckbleches an der Lasteinleitungsstelle.

$$w(x=0) = w_0 = a \quad (5.3)$$

Der Faktor b hingegen beschreibt die Form der Exponentialfunktion. Der Einfluss des Faktors b auf die Verformungsfunktion $w(x)$ nach Gleichung (5.2) ist in Bild 5.5 grafisch dargestellt. Im Grenzfall eines extrem steifen Deckbleches auf sehr weichem Kernmaterial würde sich das Deckblech gleichmäßig in den Kern eindrücken, der Faktor b würde also gegen null gehen. Für ein sehr weiches Deckblech, das auf einem vergleichsweise steifen Kern gebettet ist, würde sich das Deckblech infolge lokaler Lasteinleitung bei $x=0$ punktuell sehr weit in den Schaumkern eindrücken, ohne dass es zu einer wesentlichen Verteilung der Last kommen würde. Der so entstehende Trichter wäre lokal sehr begrenzt, der zugehörige Faktor b tendiert in diesem Grenzfall gegen unendlich.

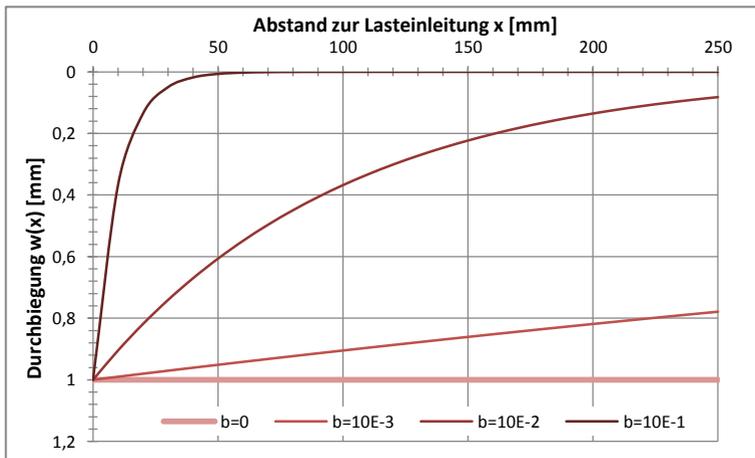


Bild 5.5: Einfluss des Faktors b auf die Verformungsfunktion nach Gleichung (5.2) mit $w(x=0)=a=w_0=1\text{mm}$

Aus Bild 5.5 lässt sich also schlussfolgern, dass ein sehr dünnes Deckblech auf einem steifen Kernmaterial einen geringeren Wert für b aufweisen muss als ein dickes Deckblech auf weichem Kernmaterial, bei dem im Grenzfall der Faktor b gegen null tendiert. In [53] wurde ein empirisch verifizierter Ansatz für die Formulierung des Faktors b in Abhängigkeit von Deckblech- und Kernmaterialität und Geometrie vorgestellt, der auch auf [48] beruht. Da der in [53] vorgestellte Ansatz jedoch nicht als allgemeingültig anzusehen ist, sondern nur in Kombination mit einer experimentell bestimmten Federsteifigkeit für den Sandwichkern gültig ist, wird an dieser Stelle eine modifizierte Formulierung entwickelt. Wie Vergleichsrechnungen in Kapitel 5.3 zeigen, kann man mit Gleichung (5.4) den Faktor b für die Berechnung der Durchbiegungsfunktion $w(x)$ nach Gleichung (5.2)

bestimmen. Die Entwicklung der Gleichung (5.4) ist empirisch erfolgt und lehnt sich an die Formulierung aus [53] an.

$$b = 0,01 \cdot \sqrt{\frac{E_c}{t}} \quad (5.4)$$

Mit dem Faktor b nach Gleichung (5.4) ist die Verformungsfunktion $w(x)$ abhängig von der maximalen Durchbiegung an der Lasteinleitungsstelle ($w_0=a$), nach Gleichung (5.3), bekannt. Durch Integration der Verformungsfunktion $w(x)$ kann die Fläche der Eindrückung ΔA des Sandwichkerns analytisch nach Gleichung (5.5) oder numerisch nach Gleichung (5.6) bestimmt werden.

$$\Delta A = \int_0^L w(x) \, dx \quad (5.5)$$

$$\Delta A = \sum_{i=1}^n (x_{i+1} - x_i) \cdot \frac{w(x_{i+1}) + w(x_i)}{2} \quad (5.6)$$

Aus der vom Deckblech infolge Lasteinleitung eingedrückten Schnittfläche ΔA des Sandwichkerns lässt sich das gesamte verdrängte Volumen im Kern leicht berechnen. Dazu wird der Flächeninhalt mit dem Umfang U_i des radial-symmetrischen Trichters multipliziert. Die analytische Formulierung ist in Gleichung (5.7), die numerische Formulierung in Gleichung (5.8) aufgeführt.

$$\Delta V = \int_0^L (2\pi \cdot x) \cdot w(x) \, dx \quad (5.7)$$

$$\Delta V = \sum_{i=1}^n (2\pi \cdot x_i) \cdot \Delta A_i = \sum_{i=1}^n (2\pi \cdot x_i) \cdot (x_{i+1} - x_i) \cdot \left(\frac{w(x_{i+1}) + w(x_i)}{2} \right) \quad (5.8)$$

Ist das Volumen der trichterförmigen Eindrückung ΔV des Deckbleches in den Sandwichkern bestimmt, kann die gesamte Reaktionskraft des deformierten Kernmaterials durch Berücksichtigung einer korrespondierenden Federsteifigkeit K berechnet werden. Die hier anzusetzende Federsteifigkeit K kann allgemein in Abhängigkeit vom E-Modul des Kernmaterials bestimmt werden. Dies wird durch die Ergebnisse der Parameterstudie, siehe Kapitel 4.3.2 und Bild 4.17, deutlich.

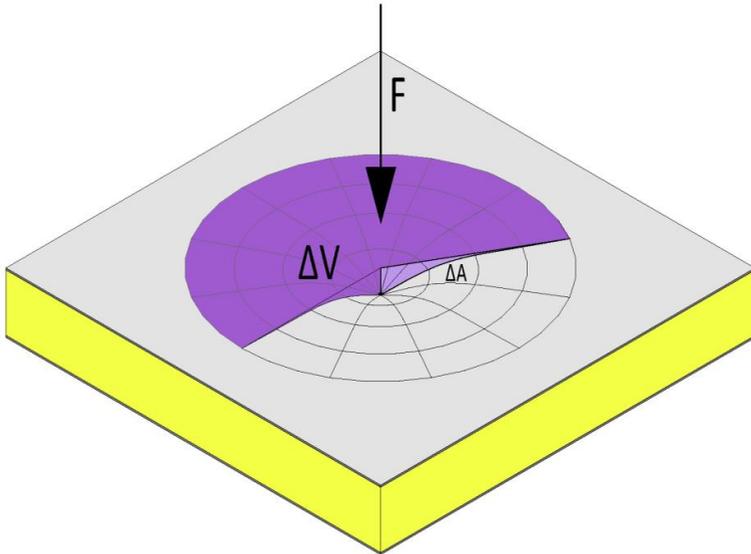


Bild 5.6: Flächenänderung ΔA beziehungsweise Volumenänderung ΔV der trichterförmigen Eindrückung

Der E-Modul eines Sandwichkerns wird durch Würfeldruckproben am Kernmaterial, siehe Kapitel 3.2.1, bestimmt. Die Dichte und damit auch der E-Modul eines Polyurethanhartschaumes sind jedoch nicht konstant über die Kerndicke verteilt, siehe auch *Lange/Berner* [31]. In den Außenbereichen des Sandwichkerns liegt ein vergrößerter E-Modul vor, wodurch auch die lokale Tragfähigkeit bei einer Eindrückung der oberen Schaumkernschichten vergrößert wird. Auf der sicheren Seite kann der an der Würfelprobe ermittelte E-Modul berücksichtigt werden. Die quadratischen Abmessungen der Würfelproben liegen bei 100x100mm für baupraktisch relevante Kerndicken. Die Höhe des kubischen Prüfkörpers entspricht der Dicke des Sandwichkerns, an dieser Stelle sei jedoch pauschal von ebenfalls 100mm auszugehen. Nach *DIN EN 14509* [R12] ist der E-Modul entsprechend Gleichung (5.9) definiert.

$$E_C = \frac{F \cdot d}{w \cdot A} \quad (5.9)$$

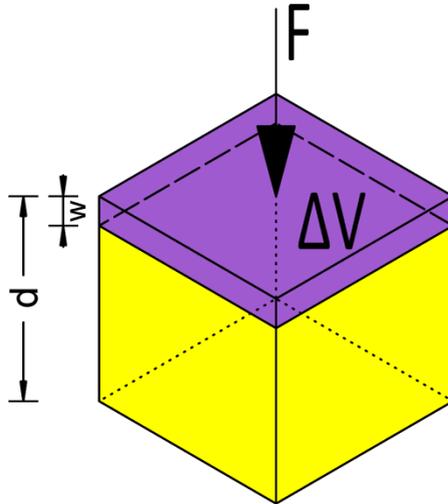


Bild 5.7: Flächenänderung ΔA beziehungsweise Volumenänderung ΔV der trichterförmigen Eindrückung

Setzt man nun die Höhe der Würfelprobe zu $d=100\text{mm}$ und betrachtet die vertikale Verformung w multipliziert mit der belasteten Fläche A als komprimiertes Volumen ΔV , siehe Bild 5.7, lässt sich Gleichung (5.9) leicht überführen in einen Ausdruck, der die äußere aufgebraachte Last F in Abhängigkeit vom komprimierten Volumen und dem E-Modul des Kernmaterials angibt, siehe Gleichung (5.10).

$$F[\text{N}] = \frac{E_C[\text{N}/\text{mm}^2]}{100[\text{mm}]} \cdot \Delta V[\text{mm}^3] \quad (5.10)$$

Berechnet man mit Gleichung (5.7) beziehungsweise (5.8) das verdrängte Volumen des Schaumkerns infolge der lokalen Lasteinleitung, lässt sich die äußere Last in Abhängigkeit vom E-Modul des Kernmaterials nach Gleichung (5.10) bestimmen. Natürlich unterliegt diese Berechnung der Annahme, dass die Würfelprobe 100mm hoch ist, was aber im baupraktischen Bereich häufig der Fall ist. Bei wesentlichen Über- oder Unterschreitungen wäre es zwar möglich die tatsächliche Dicke d zu berücksichtigen. Es hat sich aber im Laufe der Untersuchungen gezeigt, dass der Schaumkern nicht auf der gesamten Dicke komprimiert wird, sondern dass nur der direkt belastete obere Bereich betroffen ist. Bei größer werdenden Schaumkerndicken verhält sich der Kern wie ein Kontinuum, so dass die eigentliche Dicke irrelevant ist. Diese Erkenntnis wird sowohl von den experimentellen als auch numerischen Untersuchungen deutlich

belegt. Daher ist es sehr wohl berechtigt eine fixe Höhe des Einflusses einer Druckkraft auf den Schaumkern festzulegen, was im Rahmen dieser Arbeit mit 100mm erfolgte und später auch durch Vergleichsrechnungen verifiziert wird. Wenn überhaupt, dann ist eine wesentliche Unterschreitung der Schaumkerndicke von 100mm zu betrachten. Bei den Untersuchungen der lokalen Lasteinleitung zeigte sich, dass diese obere Schicht in etwa 40mm dick ist. Eine derart geringe Sandwichkerndicke ist jedoch baupraktisch auszuschließen, da aufgrund ausreichender Wärmedämmeigenschaften eine tendenziell größere Kerndicke ohnehin angestrebt wird. Außerdem würde eine geringe Schaumkerndicke d zu einer größeren äußeren Last nach Gleichung (5.10) führen, die Ergebnisse liegen damit zumindest auf der sicheren Seite.

Auffällig ist weiterhin, dass bei der Bestimmung der äußeren Last F nach Gleichung (5.10) die Druckfestigkeit f_c des Kernmaterials keine direkte Berücksichtigung findet. Da mit dem hier entwickelten Bemessungsansatz nicht nur der Traglastzustand erfasst werden soll, sondern auch jede beliebige elastischen Laststufe darunter, ist es notwendig die Materialeigenschaften des Sandwichkerns allgemein in Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul und nicht von der Druckfestigkeit zu definieren. Zwar sind lokale plastische Verformungen des Schaumkerns unterhalb der Lasteinleitung wahrscheinlich, es ist jedoch in den Kraft-Verformungs-Beziehungen des Gesamtversuches kein ausgeprägter nicht linearer Anteil zu erkennen. Das Durchknöpfversagen tritt fast plötzlich ein, so dass davon ausgegangen werden kann, dass sich das Sandwichelement als Verbundbauteil bis zum Durchknöpfversagen elastisch verhält. Dies gilt insbesondere für die vertikale Verformung und die Deformation des Kernmaterials. Hinzu kommt auch, dass die Größe des E-Moduls und der Druckfestigkeit über die Dichte des Polyurethanhartschaumes gekoppelt sind. Ein hoher E-Modul ist für besonders dichte Schäume charakteristisch, was auch zu hohen Druckfestigkeiten führt.

$$E_c(\rho_c) \sim f_c(\rho_c) \quad (5.11)$$

Mit den Gleichungen (5.2) bis (5.4), (5.8) und (5.10) kann man die lokale Verformung eines Sandwichelementes und die zugehörige äußere Punktlast berechnen. Als Unbekannte bleibt lediglich die maximale Durchbiegung an der Lasteinleitungsstelle w_0 . Neben der äußeren Last F lässt sich aus der Durchbiegungsfunktion $w(x)$ auch der Membranspannungszustand auf dem Deckblech berechnen. Aus der Durchbiegung eines herausgeschnittenen Elementes lässt sich die Längsverzerrung des einzelnen Elementes, also die radiale Verzerrung in der Modellvorstellung, bestimmen. In Gleichung (5.12) ist die

numerische Formulierung für die radiale Verzerrung ε_r angegeben. Dieser Formel liegt die Annahme zugrunde, dass es ausschließlich zu vertikalen Verschiebungen kommt, die eine Längung des Elementes hervorrufen. Diese Annahme ist gerechtfertigt, vergegenwärtigt man sich den eigentlich flächigen Lastabtrag des Bleches.

$$\varepsilon_r(x) = \frac{\sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (w(x_{i+1}) - w(x_i))^2}}{(x_{i+1} - x_i)} \quad (5.12)$$

Die radiale Spannung lässt sich leicht mit Gleichung (5.13) errechnen.

$$\sigma_r = E_S \cdot \varepsilon_r \quad (5.13)$$

Aus den radialen Verzerrungen beziehungsweise Spannungen lassen sich die tangentialen Umfangsverzerrungen beziehungsweise Umfangsspannungen berechnen. Die radiale Beanspruchung eines Ersatzelementes muss zunächst unter Berücksichtigung des Umfanges im radial-symmetrischen System berechnet werden. Betrachtet man die Umfangsspannung als eine Axialspannung eines ideellen Ringelementes, welches durch die Radialspannungen beansprucht wird, kann man in Analogie zur allgemein bekannten *Kesselformel* die Umfangsspannung ermitteln. Aus den über den Umfang verteilten Radialverzerrungen lässt sich nach Gleichung (5.14) die zugehörige Tangentialverzerrung unter Berücksichtigung des Radius des idealisierten Ringelementes zur Lasteinleitung berechnen, siehe zum Beispiel den inneren Kreis in Bild 5.8.

$$\varepsilon_\varphi = \varepsilon_r / U(x) \cdot x \quad (5.14)$$

Betrachtet man die Situation in Bild 5.8, wird deutlich, dass infolge der radialen Zugbeanspruchung der innere idealisierte Kreisring zugbeansprucht und der äußere Kreisring druckbeansprucht wird. Es bilden sich also ein innerer Zugring und ein äußerer Druckring aus. Für das punktuell belastete Sandwichelement wirken diese Ringe verschmiert auf dem Deckblech, vergleiche Bild 3.25. Eine eindeutige Unterscheidung in Druck- und Zugringbereich ist daher nicht ohne Weiteres möglich. Für die Bestimmung der verschmiert wirkenden Umfangsspannungen ist es erforderlich zu ermitteln, ab wann die Umfangsspannungen von Zug in Druck übergehen.

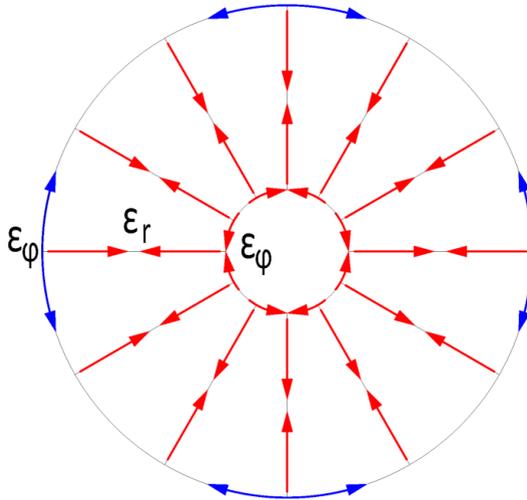


Bild 5.8: Kreisring- und Radialverzerrungen am idealisierten System

Dazu dient die folgende simple Überlegung. Für einen mittig zwischen den beiden in Bild 5.8 dargestellten inneren und äußeren Ringen befindlichen dritten Ring, stehen die Radialspannungen im Gleichgewicht. Dieser Ring wird gleichermaßen gestaucht und gedehnt, da die anliegenden Radialspannungen im Gleichgewicht stehen. Dieser mittige Ring erfährt daher keine Umfangsbeanspruchung. Abstrahiert man diese einfache Überlegung auf den hier vorliegenden komplexeren Fall mit nicht konstantem Radialspannungsverlauf, so ergibt sich, dass die Umfangsspannungen einen Nulldurchgang aufweisen, wo das Integral der Radialspannungen von innen nach außen (+x) im Gleichgewicht zum Integral der Radialspannungen von außen nach innen (-x) steht. Dies kann durch einen zusätzlichen Faktor Ω nach Gleichung (5.15) berücksichtigt werden.

$$\Omega = \frac{\int_0^\infty \epsilon_r(x) dx - \int_0^x \epsilon_r(x) dx}{\frac{1}{2} \cdot \int_0^\infty \epsilon_r(x) dx} = 2 - \frac{\int_0^x \epsilon_r(x) dx}{\frac{1}{2} \cdot \int_0^\infty \epsilon_r(x) dx} \quad (5.15)$$

Der numerische Ausdruck für ein Gleichgewicht der Radialverzerrungen lautet demnach:

$$\Omega_i = \frac{\sum_{i=1}^n \varepsilon_r(x_i) - \sum_{i=1}^i \varepsilon_r(x_i)}{\frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^n \varepsilon_r(x_i)} \quad (5.16)$$

Anders ausgedrückt ist die Umfangsspannung abhängig von der Summe der Radialspannungen, die bis zu dem betrachteten Radius angefallen sind. Aus diesen Überlegungen heraus lässt sich die Umfangsverzerrung aus der Radialverzerrung mittels Gleichung (5.17) berechnen.

$$\varepsilon_\varphi(x_i) = \varepsilon_r(x_i) / U(x_i) \cdot x_i \cdot \Omega_i = \varepsilon_r(x_i) / U(x_i) \cdot x_i \cdot \frac{\sum_{i=1}^n \varepsilon_r(x_i) - \sum_{i=1}^i \varepsilon_r(x_i)}{\frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^n \varepsilon_r(x_i)} \quad (5.17)$$

Die Umfangsspannung lässt sich aus Gleichung (5.17) leicht zu Gleichung (5.18) umformen.

$$\sigma_\varphi(x) = E_s \cdot \varepsilon_\varphi(x) \quad (5.18)$$

Mit den Gleichungen (5.10), (5.13) und (5.18) lassen sich die äußere Last F und der Membranspannungszustand σ_φ und σ_r auf dem Deckblech in einen gemeinsamen Zusammenhang mit der vorhandenen Verformung $w(x)$ bringen. Damit ist es möglich, dass Tragverhalten eines Sandwichelementes unter punktueller Lasteinleitung in Bezug auf die Kraft-Verformungsbeziehung und die vorhandenen Deckblechspannungen rechnerisch zu erfassen.

5.2.1.2 Entwicklung eines Grenzkriteriums für ein Durchknöpfversagen

Aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen wurde die Modellvorstellung des Durchknöpfens infolge konzentrierter Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitungsstelle gewonnen. Diese Erkenntnis kann nun als Randbedingung in das mechanische Modell, welches im vorherigen Kapitel dargelegt wurde, implementiert werden. In Abhängigkeit von der Verformungsfunktion $w(x)$ ist es möglich die äußere Last, die Radial- und vor allem auch die Umfangsspannungen zu berechnen. Zur Bestimmung der Verformungsfunktion ist lediglich die unbekannte maximale Verformung an der

Lasteinleitungsstelle $w_0=a$ zu bestimmen. Diese Unbekannte kann jedoch über Randbedingungen zum Durchknöpfversagen bestimmt werden. Definiert man das Durchknöpfversagen als die lokale Überschreitung der Materialbruchdehnung durch die an der Lasteinleitungsstelle vorhandene Zugumfangsdehnung, folgt als Versagensbedingung Gleichung (5.19). Um das nicht lineare Materialverhalten des Stahldeckbleches zu berücksichtigen und eine gewissen Plastizierung zuzulassen, wird im Rahmen dieser Arbeit die Bruchverzerrung ϵ_u mit der Bruchfestigkeit f_u und einem pauschalen Erhöhungsfaktor von 1,3 abgeschätzt. 30% des elastischen Dehnungsanteils, der zur Bruchfestigkeit gehört wird also zusätzlich berücksichtigt. Bedenkt man die Plastizierungen, die sich beispielsweise im Rahmen der FE-Analyse als sinnvoll erwiesen haben, siehe Bild 4.10, liegt dieser Wert auf der sicheren Seite.

$$\epsilon_\varphi(x=r_0) \leq \epsilon_u \approx 1,3 \cdot f_u / E \quad (5.19)$$

Der Durchknöfnachweis nach Gleichung (5.19) wird im Abstand r_0 vom Rand des Deckbleches geführt. Da bei der vergleichsweise weichen Unterlegscheibe, insbesondere nach dem Umschlagen, von einer gleichmäßig verteilten Kontaktpressung auf das Deckblech auszugehen ist, kann der Randabstand r_0 im Schwerpunkt der Lasteinleitung angesetzt werden, siehe Bild 5.9. Für den Abstand r_0 wird daher Gleichung (5.20) empfohlen, wobei der Bohrlochdurchmesser im Rahmen dieser Arbeit zu $\varnothing_w \approx 6\text{mm}$ angenommen wird.

$$r_0 = \frac{d_w - \varnothing_w}{4} \cdot \frac{E_C}{5,65} \quad (5.20)$$

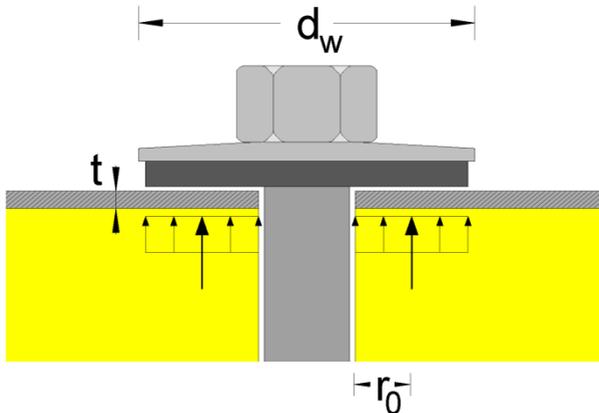


Bild 5.9: Nachweisstelle Durchknöpfversagen

Es hat sich gezeigt, dass die maßgebende Stelle für die Nachweisführung auch von der Bettung des Deckbleches auf dem Schaumkern abhängt. Nachvollziehbarerweise wird auch die Kontaktpressung von der Unterlegscheibe auf das Deckblech dadurch beeinflusst. Durch die Berücksichtigung des Schaumkern E-Moduls E_c bei der Bestimmung des maßgebenden Rundschnittes r_0 können realistische Ergebnisse gewonnen werden. Der Einflussfaktor $E_c/5,65$ zur Berücksichtigung des Schaumkerns wurde empirisch auf Grundlage der zur Verfügung stehenden Versuche bestimmt.

5.2.2 Durch Randeinfluss gestörte Lasteinleitung

Die experimentellen und numerischen Untersuchungen zur Verankerung in Rand- oder Ecklage bestätigen das prinzipielle Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung, wie es bei einer mittigen Verankerung festgestellt wurde. Durch den freien Rand werden die eigentlich radial-symmetrisch verteilten Druck- und Zugringe jedoch daran gestört sich auszubreiten, wodurch es zu Spannungskonzentrationen kommt, siehe Bild 4.22.

Die in diesem Kapitel beschriebene Modellvorstellung sowie das zugehörige Bemessungsverfahren sind also auch für die rand- und ecknahe Verankerung anwendbar. Eine in Abhängigkeit von der Größe des Randabstandes e_r vorgenommene Vergrößerung der an der Bemessungsstelle r_0 nach Gleichung (5.20) vorliegenden Zugumfangsspannung, siehe Bild 4.13, würde das Tragverhalten realitätsnah wiedergeben und eine Reduktion der Durchknöpfragfähigkeit hervorrufen. Um jedoch eine einfache Handhabung der Bemessungsformeln zu gewährleisten, ist es an dieser Stelle ebenfalls möglich einen allgemeinen Abminderungsfaktor ψ für die Durchknöpfragfähigkeit zu definieren. Dieser Abminderungsfaktor ψ wird in direkter Abhängigkeit vom Abstand e_r der Lasteinleitung zum freien Rand bestimmt. Damit ergibt sich die Durchknöpfragfähigkeit für randnahe Verankerungen zu Gleichung (5.21).

$$F_{R,red} = F_P \cdot \psi(e_r) \quad (5.21)$$

In den experimentellen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass das lokale Versagen von Sandwichelementen bei einer Verankerung von weniger als 50mm nicht mehr infolge Durchknöpfens erfolgte. Stattdessen kam es zu einem Ausreißen der Schraubenverbindung durch Lochleibung, teilweise kombiniert mit einem Ausbrechen des Schaumkerns am freien Rand. Dabei ist es immer auch zu einer Biegebeanspruchung in der Schraube gekommen. Das Sandwichelement war nicht in der Lage eine vorwiegende Zugbeanspruchung in die Schraube zu übertragen. Dieser Effekt zeigte sich bei Eckverankerungen umso deutlicher.

Obwohl eine vorhandene Randprofilierung an den Längsrändern der Elemente zu einer erhöhten Tragfähigkeit von randnahen Verankerungen führen wird, werden im Rahmen dieser Arbeit Verankerungen mit weniger als 50mm Randabstand ausgeschlossen. Dies deckt sich ebenfalls mit dem derzeitigen Vorgehen der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen, vergleiche beispielsweise [R1]. Dies wird auch durch die Ergebnisse der Finite Element Analyse bestätigt. Ab einem Randabstand von mehr als 100mm kann die Beeinflussung der lokalen Tragfähigkeit durch den freien Rand vernachlässigt werden. Im Bereich von $50\text{mm} < e_r < 100\text{mm}$ wird eine lineare Interpolation der Tragfähigkeit vorgenommen, wobei bei $e_r = 50\text{mm}$ eine Abminderung auf 80% der vollen lokalen Durchknöpffragfähigkeit erfolgt, siehe Gleichung (5.22).

$$\psi(e_r) = 0,6 + \frac{e_r}{250} \leq 1,0 \quad \text{mit } e_r \geq 50\text{mm} \quad (5.22)$$

Trägt man die experimentell gewonnenen Durchknöpffragfähigkeiten in normierter Form auf, siehe Bild 4.20., und vergleicht diese mit der Abminderungskurve $\psi(e_r)$ nach Gleichung (5.22), so zeigt die Abminderungskurve gute Übereinstimmungen zu den Versuchsergebnissen. Es bestätigt sich auch, dass sich die Verankerung in einer Ecklage sich vergleichbar zur randnahen Verankerung verhält und daher eine gemeinsame Abminderungsfunktion angewendet werden kann.

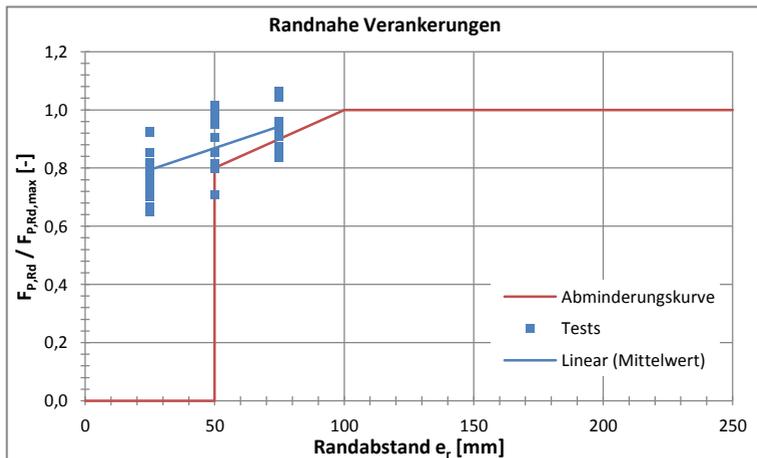


Bild 5.10: Normierte Durchknöpffragfähigkeiten bei Verankerung am freien Rand

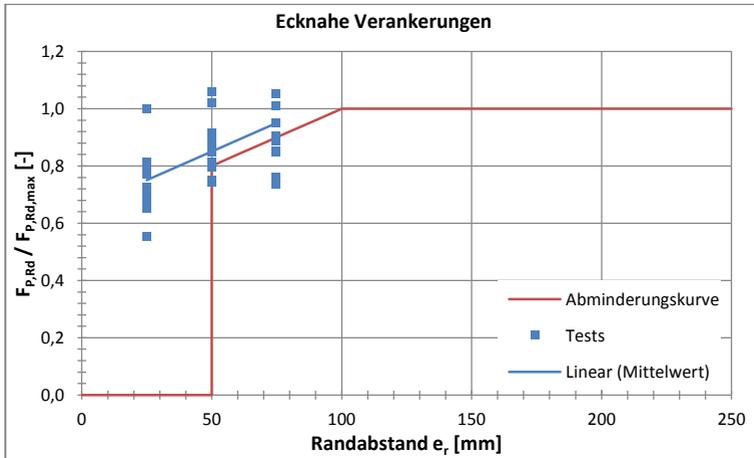


Bild 5.11: Normierte Durchknöpfttragfähigkeiten bei Verankerung in Ecklage

5.3 Vergleichsrechnungen

Mit den in Kapitel 5.2 hergeleiteten Formeln zur Berechnung der Durchbiegung, der einwirkenden Last und der vorhandenen Radial- und Umfangsspannungen werden Vergleichsrechnungen vorhandener experimenteller und numerischer Untersuchungen mit dem Ziel der Verifizierung der zugehörigen mechanischen Modellvorstellung durchgeführt. Dazu werden die Formeln (5.2), (5.10), (5.13) und (5.15) auf numerischem Wege gelöst, indem das radiale Ersatzelement in finite Teile zerlegt wird. Die Schrittweite Δx_i , in denen die Ergebnisse berechnet werden, wird soweit variiert, bis die gewählte Elementgröße Δx_i keinen Einfluss auf das Ergebnis hat. Im Rahmen dieser Arbeit bleiben die Ergebnisse ab einer Schrittweite von $\Delta x_i = \frac{1}{4} \text{mm}$ unverändert. Zur Berechnung der Unbekannten $a (=w_0)$ wird die Verformungsfunktion $w(x)$ nach Gleichung (5.2) durch einen numerischen Gleichungslöser [S3] implizit gelöst, wobei für die Umfangsspannung nach Gleichung (5.15) das Grenzkriterium für ein Durchknöpfversagen nach Gleichung (5.19) erfüllt sein muss.

Durch die im Folgenden präsentierten Vergleichsrechnungen mit den Versuchen aus Kapitel 3.3 kann die mechanische Modellvorstellung verifiziert werden. Sowohl was die Kraft-Verformungsbeziehungen an der maximal beanspruchten Stelle als auch den Verlauf der trichterförmigen Eindrückung des Deckbleches angeht, können gute Übereinstimmungen erzielt werden. Gleiches gilt ebenfalls für die rechnerisch ermittelten Spannungs- beziehungsweise Verzerrungszustände

auf dem Deckblech. Vergleichsrechnungen werden sowohl für elastische Laststufen, als auch für den Traglastzustand durchgeführt. Im Folgenden werden exemplarisch einige Vergleichsrechnungen vorgestellt und diskutiert.

In Bild 5.12 ist die gute Übereinstimmung der berechneten Deckblechverformung zu den gemessenen Versuchswerten und den numerisch bestimmten Werten zu sehen. Sowohl die qualitative trichterförmige Durchbiegung als auch die quantitative Größenordnung der Eindrückung zeigen gute Übereinstimmungen. Der in den Versuchen gemessene Wert der maximalen Verformung an der Lasteinleitungsstelle entspricht der Verformung des Schraubenkopfes, das heißt, dass zusätzlich zu der Deckblechverformung auch die Verformung der Unterlegscheibe mitgemessen wird. Diese zusätzlich gemessenen Verformungen sind vor allem das Durchschlagen der Unterlegscheibe sowie die extreme Deformation der EPDM Dichtung. Insgesamt werden so bis zu 3mm zusätzliche Verformung gemessen, die jedoch keinen Einfluss auf die Deckblechverformung an der Lasteinleitungsstelle $w(x=0)=w_0$ haben. Berücksichtigt man dies für den Vergleich der rechnerisch ermittelten Verformung mit dem Versuchsergebnis, ergeben sich gute Übereinstimmungen.

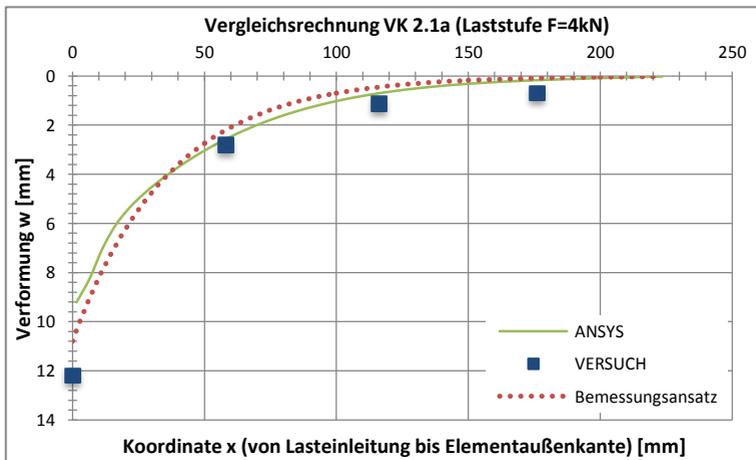


Bild 5.12: Vergleichsrechnung Deckblechverformung

In Bild 5.13 und Bild 5.14 ist zu erkennen, dass die rechnerisch ermittelten Verzerrungen auf dem Deckblech ebenfalls in guter Übereinstimmung zu den Messungen der Dehnungsmessstreifen und der FE-Rechnungen stehen. Die dennoch vorhandenen Abweichungen sind durch die notwendigerweise zu treffenden vereinfachenden Annahmen im Rahmen der Modellentwicklung zu erklären. Für eine realitätsnahe Bestimmung der Durchknöpffragfähigkeit ist

5.3 Vergleichsrechnungen

jedoch vor allem die richtige Abbildung der Umfangsverzerrungen erforderlich, siehe Bild 5.13. Die Nachweisstelle r_0 liegt jedoch derart nah an der Lasteinleitung, dass dort messtechnisch keine Dehnungsmessstreifen appliziert werden konnten. Ein direkter Vergleich mit Versuchsmessungen ist daher nicht möglich.

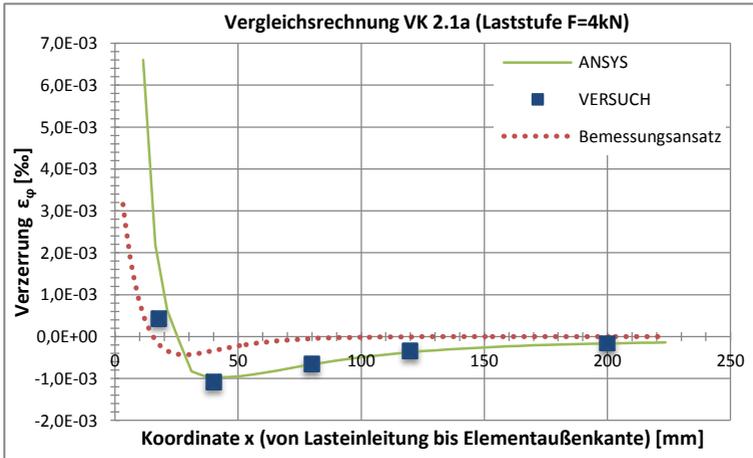


Bild 5.13: Vergleichsrechnung Umfangsverzerrungen ϵ_ϕ

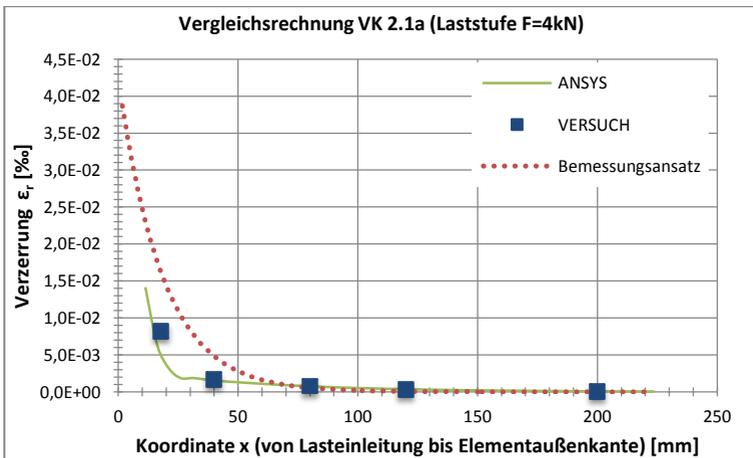


Bild 5.14: Vergleichsrechnung Radialverzerrungen ϵ_r

Der hier vorgestellte Bemessungsansatz konnte im elastischen Bereich in Bezug auf Deckblechverformungen und Deckblechspannungen verifiziert werden. Daraus ergibt sich auch, dass die Kraft-Verformungsbeziehung, wie sie in den

Versuchen gemessen wurde, realistisch wiedergegeben werden kann. Die Durchknöpffragfähigkeit lässt sich durch den Bemessungsansatz implizit berechnen, indem die maximale Verformung $w(x=0)=a$ variiert wird, bis die von der Verformungsfunktion $w(x)$ abhängige Umfangsverzerrung $\varepsilon_\varphi(x)$ das Grenzkriterium nach Gleichung (5.19) erfüllt. Die Durchknöpffragfähigkeit ist demnach ein Wert auf der Kraft-Verformungskurve, siehe Bild 5.15. Der Bemessungsansatz gibt die Durchknöpffragfähigkeit in Abhängigkeit von der zugehörigen lokalen Verformung an. Daher ist es möglich, die Kraft-Verformungskurve aus den Versuchen mit dem Bemessungsansatz nachzurechnen, siehe Bild 5.15.

Bereits bei den Versuchen zeigte sich, dass die Kraft-Verformungsbeziehung weitestgehend unabhängig von der Unterlegscheibe ist. Die Unterlegscheibe hat demnach keinen Einfluss auf die lokale Steifigkeit des Sandwichelementes. Der Durchmesser der Unterlegscheibe hat vielmehr einen Einfluss auf die Lage des Durchknöpffersagens auf der Last-Verformungskurve. Durch den rechnerischen Ansatz wird dieses Verhalten bestätigt, siehe Bild 5.15.

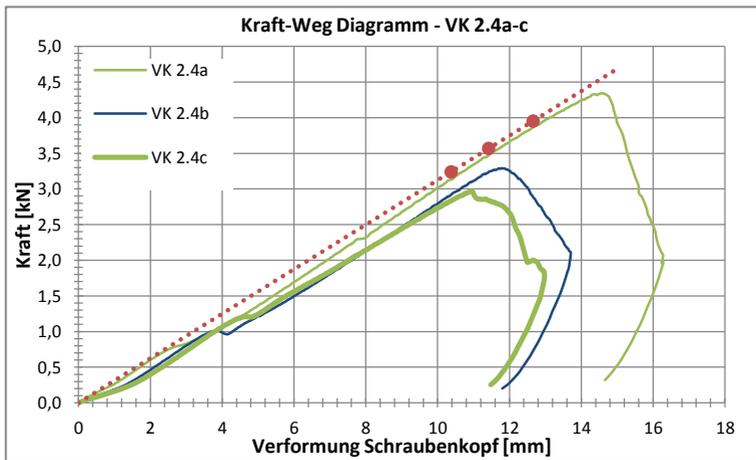


Bild 5.15: Vergleichsrechnung Versuche 2.4a bis 2.4c

Nachdem das mit dem mechanischen Modell berechnete Tragverhalten in Bezug auf Kraft-Verformungsbeziehung und auf die Spannungszustände im Deckblech verifiziert werden konnte, ist im Folgenden eine Zusammenfassung der rechnerischen Tragfähigkeitsergebnisse und der zugehörigen maximalen Verformungen zu finden. In Tabelle 5.1 und Tabelle 5.2 sind die rechnerischen Durchknöpffragfähigkeiten und die rechnerischen Verformungen angegeben.

5.3 Vergleichsrechnungen

Tabelle 5.1: Zusammenfassung Vergleichsrechnungen der Versuche von Ungermann/Lübke [53]

VK #	d [mm]	t [mm]	d _w [mm]	F _{P,test} [kN]	w _{0,test} [mm]	F _P [kN]	w ₀ [mm]	F _P /F _{P,test} [-]	w ₀ /w _{0,test} [-]
2.1a	120	0,6	22	5,04	15,65	4,81	12,98	0,95	0,83
2.1b	120	0,6	19	4,77	14,98	4,48	12,09	0,94	0,81
2.1c	120	0,6	16	4,17	13,43	4,28	11,55	1,03	0,86
2.2a	60	0,6	22	5,65	14,98	4,99	13,36	0,88	0,89
2.2b	60	0,6	19	4,67	12,87	4,56	12,20	0,98	0,95
2.2c	60	0,6	16	4,30	12,30	4,19	11,20	0,97	0,91
2.3a	120	0,5	22	4,35	15,03	3,74	12,03	0,86	0,80
2.3b	120	0,5	19	3,45	11,49	3,45	11,12	1,00	0,97
2.3c	120	0,5	16	3,24	11,29	3,28	10,56	1,01	0,94
2.4a	60	0,5	22	4,43	14,48	3,95	12,66	0,89	0,87
2.4b	60	0,5	19	3,68	11,74	3,57	11,42	0,97	0,97
2.4c	60	0,5	16	3,07	10,77	3,24	10,37	1,06	0,96
2.5a	100	0,65	22	4,38	13,67	5,35	13,18	1,22	0,96
2.5b	100	0,65	19	4,18	14,11	4,82	11,87	1,15	0,84
2.5c	100	0,65	16	3,46	11,54	4,24	10,44	1,22	0,90
Mittelwert [-]								1,01	0,90
s [-]								0,11	0,06

In Tabelle 5.1 erkennt man, dass das hier vorgeschlagene Bemessungskonzept, die durchgeführten Versuche, siehe Kapitel 3.3, in sehr guter Näherung wiedergeben kann. Die errechneten Durchknöpffragfähigkeiten F_P weichen im Mittel kaum von den experimentell bestimmten Werten ab. Die zugehörigen Verformungen w_0 weisen eine im Mittel elf prozentige Abweichung auf. An dieser Stelle kann man jedoch wieder auf die Verformung der Unterlegscheibe, die experimentell mitgemessen wurde, die jedoch eigentlich keine Deckblechverformung darstellt, verweisen. Zieht man daher von den gemessenen Verformungen $w_{0,test}$ den sicherlich nicht zu gering gewählten Wert von 1,0mm ab, so ergibt sich bereits eine Übereinstimmung zu den rechnerischen Verformungen w_0 von 0,97 als eine nur noch dreiprozentige Abweichung.

Neben den an der TU Dortmund durchgeführten Versuchen stehen auch Versuche von *Saal/Misiek* [44] für Vergleichsrechnungen zur Verfügung. Dabei ist wichtig zu beachten, dass hier eine kritische Durchsicht der Ergebnisse von *Saal/Misiek* [44] erfolgen muss. Wie bei den an der TU Dortmund durchgeführten Versuchen der Versuchsreihe 3 mit einem einfeldrig gespannten Ersatzträger, vergleiche Kapitel 3.3.4.3, sind auch bei *Saal/Misiek* andere Versagensarten außer dem Durchknöpfen der Unterlegscheibe aufgetreten. Die entsprechenden Versuche werden beim Vergleich in Tabelle 5.2 nicht berücksichtigt.

Tabelle 5.2: Zusammenfassung Vergleichsrechnungen der Versuche von Saal/Misiek [44]

VK #	t [mm]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	d_w [mm]	$F_{p,test}$ [kN]	F_p [kN]	$F_p/F_{p,test}$ [-]
A 11	0,59	431	0,14	3,8	11	3,34	4,01	1,20
A 14	0,59	431	0,14	3,8	14	3,69	4,18	1,13
A 16	0,59	431	0,14	3,8	16	3,81	4,35	1,14
A 19	0,59	431	0,14	3,8	19	5,07	4,53	0,89
A 22	0,59	431	0,14	3,8	22	6,38	4,73	0,74
Mittelwert [-]								1,02
s [-]								0,20

Auch beim Vergleich mit den extern an der TH Karlsruhe durchgeführten Versuchen zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den rechnerisch bestimmten Tragfähigkeiten. Verformungen konnten nicht verglichen werden, da diese in [44] nicht angegeben sind. Eine Übersicht über die Vergleichsrechnung ist in Bild 5.16 zu finden.

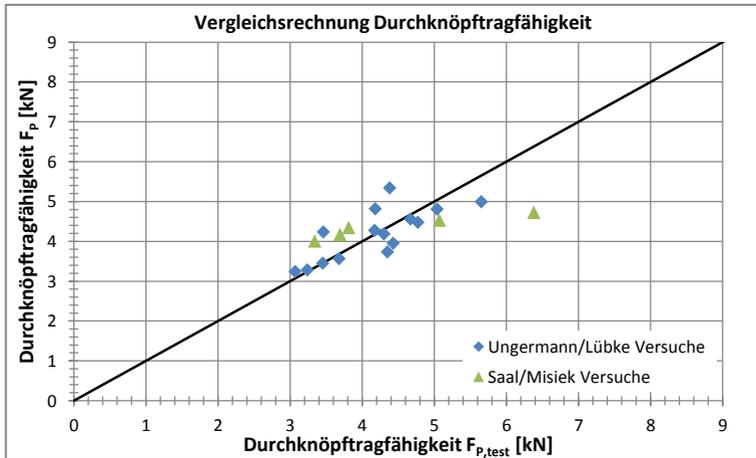


Bild 5.16: Vergleichsrechnung Versuche

Neben den experimentellen Ergebnissen kann auch die Parameterstudie mit der Methode der Finiten Elemente aus Kapitel 4.3.2 für einen Vergleich mit dem Bemessungsansatz herangezogen werden. Die 405 Einzelergebnisse werden an dieser Stelle nicht in Gänze wiedergegeben. Es bestätigte sich aber auch im Vergleich mit der durchgeführten Parameterstudie, dass der Bemessungsansatz in der Lage ist realistische Traglasten zu berechnen. Der Mittelwert der Abweichung der Rechenwerte zu den FE-Ergebnissen lag bei 1,08, also acht Prozent mittlere Abweichung bei einer relativen Standardabweichung von 28%.

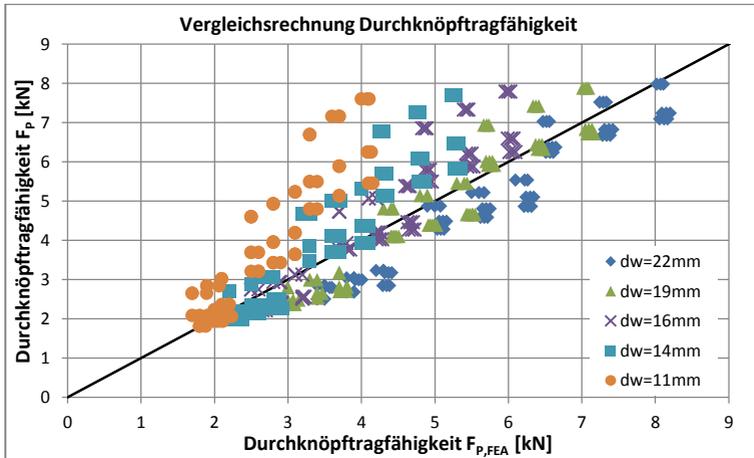


Bild 5.17: Vergleichsrechnung FE-Parameterstudie

Bei der Betrachtung von Bild 5.17 erkennt man, dass die Übereinstimmung vor allem bei Unterlegscheibendurchmessern von 16mm bis 22mm gut ist. Für kleinere Unterlegscheibendurchmesser weicht die Traglastberechnung teilweise erheblich ab, wodurch die hohe Standardabweichung der Vergleichsrechnung von 28% zu erklären ist. Es zeigt sich, dass für kleinere Unterlegscheibendurchmesser weitere Verifizierungen des Bemessungsansatzes notwendig sind. Eine vollständige Übersicht der Vergleichsrechnung ist in Anhang B.1 zu finden. Darin sind auch die Vergleichsrechnungen der lokalen Eindrückung w_0 zu finden. Die dort festzustellende nicht unerhebliche Abweichung nach oben, von 37% ($s=22\%$), ist dadurch zu erklären, dass der an den Versuchen kalibrierte Bemessungsansatz die zusätzlichen Verformungen infolge Umschlagen der Unterlegscheibe zumindest teilweise mit berücksichtigt. Dadurch kommt es in der Regel zu einer konservativen Überschätzung der lokalen Verformung.

Zur Verifizierung der mechanischen Modellvorstellung können an dieser Stelle auch die durchgeführten Sonderversuche mit abweichendem Bohrlochdurchmesser herangezogen werden. In Kapitel 3.3 wird beschrieben, dass auch Versuche mit vergrößertem Bohrlochdurchmesser \varnothing_w durchgeführt wurden. Üblicherweise werden die Bohrlöcher auf den Schaftdurchmesser der Schrauben angepasst, hier wurde jedoch untersucht, inwiefern ein abweichender Bohrlochdurchmesser einen Einfluss auf die Durchknöpffragfähigkeit hat. Die Versuchsergebnisse zeigten, dass ein vergrößertes Bohrloch eine Reduktion der Durchknöpffragfähigkeit zur Folge hat. In der hier vorgestellten Modellvorstellung hat ein vergrößerter Bohrlochdurchmesser einen Einfluss auf die Nachweisstelle r_0 nach Gleichung (5.20). Wenn der Ansatz des Grenzkriteriums richtig ist, so folgt

für den vergrößerten Bohrlochdurchmesser und die angepasste Nachweisstelle r_0 ebenfalls eine Reduktion der rechnerisch ermittelten Durchknöpffragfähigkeit. Eine Zusammenstellung der Vergleichsrechnung ist in Tabelle 5.3 gegeben.

Tabelle 5.3: Zusammenstellung Vergleichsrechnung Sonderversuche Bohrlochgröße

VK #	\varnothing_w [mm]	d_w [mm]	r_0 [mm]	$F_{p, \text{test}}$ [kN]	F_p [kN]	$F_p/F_{p, \text{test}}$ [-]
2.3a	5,7	22	3,25	4,35	3,74	0,86
2.3a-s8	8,0	22	2,75	3,62	3,55	0,98
2.3a-s10	10,0	22	2,50	3,57	3,45	0,97
2.3a-s12	12,0	22	2,00	2,83	3,28	1,16
Mittelwert [-]						0,99
s [-]						0,12

Wie in Tabelle 5.3 zu erkennen ist, bestätigen die Sonderversuche die Bemessung im Rahmen der entwickelten mechanischen Modellvorstellung. Die mittlere Übereinstimmung ist sehr gut wobei die vergleichsweise hohe Standardabweichung (siehe Versuch 2.3a-s12) durch Streuungen in der Versuchsdurchführung erklärt werden kann. Bei einem größeren Bohrlochdurchmesser ist ein entsprechend größeres Spiel zwischen dem kleineren Schraubenschaft und dem Bohrloch vorhanden, was zu Ungenauigkeiten in der Lasteinleitung führen kann. Trotzdem kann gezeigt werden, dass die mechanische Modellvorstellung grundlegend in der Lage ist das tatsächliche Tragverhalten zu beschreiben und realistische Durchknöpffragfähigkeiten zu produzieren. Die Wahl des kritischen Schnitts unterhalb der Lasteinleitung kann so verifiziert werden.

An dieser Stelle soll auch eine Vergleichsrechnung der Versuche und FE-Parameterstudie auf Grundlage der Bemessungsgleichung von *Hassinen/Misiek* nach [15], entsprechend Gleichung (2.15) vorgestellt werden. Ohne die Ergebnisse im Detail darzustellen, sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass auch der empirische Ansatz, den *Hassinen/Misiek* in [15] verfolgen, zu guten Übereinstimmungen in den Ergebnissen führen. In Tabelle 5.4 sind die Vergleichsrechnungen der verschiedenen Ansätze zusammenfassend dargestellt, wobei sowohl die mittlere Übereinstimmung als auch die normierte Standardabweichung angegeben werden. Man erkennt dabei, dass auch der Ansatz nach *Hassinen/Misiek* in guter Übereinstimmung zu den Vergleichsversuchen steht. Der Vergleich beschränkt sich dabei auf die Durchknöpffragfähigkeiten, da der Ansatz von *Hassinen/Misiek* keine Verformungen liefern kann.

5.3 Vergleichsrechnungen

Tabelle 5.4: Zusammenstellung Vergleichsrechnungen der Traglasten und Vergleich mit Verfahren von Hassinen/Misiek nach [15]

	Bemessung nach Lübke	Bemessung nach Hassinen/Misiek Gl. (2.15)
Versuche Ungermann/Lübke	m=1,01 (s=0,11)	m=1,14 (s=0,10)
Versuche Saal/Misiek	m=1,02 (s=0,20)	m=0,92 (s=0,09)
FE-Parameterstudie	m=1,08 (s=0,28)	m=0,91 (s=0,05)

Für randnahe Verankerungen kann die Tragfähigkeit auf Grundlage der Gleichungen (5.21) und (5.22) mit Hilfe des Abminderungsfaktors ψ bestimmt werden. In Tabelle 5.5 und Tabelle 5.6 sind die entsprechenden Vergleichsrechnungen aufgeführt. Man erkennt dort, dass die rechnerischen Ergebnisse in guter Übereinstimmung zu den Versuchswerten liegen. Dabei ist zu beachten, dass die Streuung der Versuchsergebnisse größer ist, als bei der mittleren Lasteinleitung, da jeder Versuch nur einmal durchgeführt wurde und daher nicht statistisch abgesichert ist.

Tabelle 5.5: Vergleichsrechnung Durchknöpffragfähigkeiten der randnahen Verankerung

VK #	F_P [kN]	$\psi(e_r)$	$F_{P,red}$ [kN]	$F_{P,test}(e_r=50\text{mm})$ [kN]	$F_{P,red}/F_{P,test} [-]$
2R.1a-50	4,81	0,80	3,85	4,56	0,84
2R.1b-50	4,48	0,80	3,59	4,70	0,76
2R.1c-50	4,28	0,80	3,42	3,96	0,86
2R.2a-50	4,99	0,80	3,99	4,51	0,89
2R.2b-50	4,56	0,80	3,65	3,98	0,92
2R.2c-50	4,19	0,80	3,35	3,05	1,10
2R.3a-50	3,74	0,80	2,99	4,15	0,72
2R.3b-50	3,45	0,80	2,76	3,50	0,79
2R.3c-50	3,28	0,80	2,63	3,14	0,84
2R.4a-50	3,95	0,80	3,16	3,60	0,88
2R.4b-50	3,57	0,80	2,85	3,14	0,91
2R.4c-50	3,24	0,80	2,59	3,02	0,86
Mittelwert [-]					0,86
s [-]					0,09

VK #	F_P [kN]	$\psi(e_r)$	$F_{P,red}$ [kN]	$F_{P,test}(e_r=75\text{mm})$ [kN]	$F_{P,red}/F_{P,test} [-]$
2R.1a-75	4,81	0,90	4,33	4,58	0,95
2R.1b-75	4,48	0,90	4,03	4,03	1,00
2R.1c-75	4,28	0,90	3,85	3,91	0,99
2R.2a-75	4,99	0,90	4,49	5,14	0,87
2R.2b-75	4,56	0,90	4,10	4,25	0,97
2R.2c-75	4,19	0,90	3,77	4,13	0,91
2R.3a-75	3,74	0,90	3,36	3,79	0,89
2R.3b-75	3,45	0,90	3,11	3,67	0,85
2R.3c-75	3,28	0,90	2,95	3,38	0,87
2R.4a-75	3,95	0,90	3,56	3,70	0,96
2R.4b-75	3,57	0,90	3,21	3,34	0,96
2R.4c-75	3,24	0,90	2,92	2,92	1,00
Mittelwert [-]					0,93
s [-]					0,05

Tabelle 5.6: Vergleichsrechnung Durchknöpfungsfähigkeiten der ecknahen Verankerung

VK #	F_P [kN]	$\psi(e_r)$	$F_{P,red}$ [kN]	$F_{P,test}(e_r=50mm)$ [kN]	$F_{P,red}/F_{P,test}$ [-]
2E.1a-50	4,81	0,80	3,85	5,14	0,75
2E.1b-50	4,48	0,80	3,59	3,80	0,94
2E.1c-50	4,28	0,80	3,42	3,65	0,94
2E.2a-50	4,99	0,80	3,99	4,20	0,95
2E.2b-50	4,56	0,80	3,65	4,10	0,89
2E.2c-50	4,19	0,80	3,35	3,65	0,92
2E.3a-50	3,74	0,80	2,99	3,26	0,92
2E.3b-50	3,45	0,80	2,76	3,65	0,76
2E.3c-50	3,28	0,80	2,63	3,90	0,67
2E.4a-50	3,95	0,80	3,16	3,60	0,88
2E.4b-50	3,57	0,80	2,85	3,26	0,88
2E.4c-50	3,24	0,80	2,59	2,81	0,92
Mittelwert [-]					0,87
s [-]					0,09
VK #	F_P [kN]	$\psi(e_r)$	$F_{P,red}$ [kN]	$F_{P,test}(e_r=75mm)$ [kN]	$F_{P,red}/F_{P,test}$ [-]
2E.1a-75	4,81	0,90	4,33	5,30	0,82
2E.1b-75	4,48	0,90	4,03	4,32	0,93
2E.1c-75	4,28	0,90	3,85	3,53	1,09
2E.2a-75	4,99	0,90	4,49	4,15	1,08
2E.2b-75	4,56	0,90	4,10	4,44	0,92
2E.2c-75	4,19	0,90	3,77	3,82	0,99
2E.3a-75	3,74	0,90	3,36	4,13	0,81
2E.3b-75	3,45	0,90	3,11	3,48	0,89
2E.3c-75	3,28	0,90	2,95	3,95	0,75
2E.4a-75	3,95	0,90	3,56	3,36	1,06
2E.4b-75	3,57	0,90	3,21	3,50	0,92
2E.4c-75	3,24	0,90	2,92	2,62	1,11
Mittelwert [-]					0,95
s [-]					0,12

Die grafische Auswertung der Rechenergebnisse ist in den folgenden beiden Abbildungen Bild 5.18 und Bild 5.19 zu finden. Hierbei wird direkt deutlich, dass die rechnerischen Ergebnisse in der Lage sind, die Versuchswerte realistisch wiederzugeben. Es ist also möglich den Effekt der gestörten Lasteinleitung durch rand- oder ecknahe Verankerungen in dem hier entwickelten Bemessungsansatz auch zu berücksichtigen.

5.3 Vergleichsrechnungen

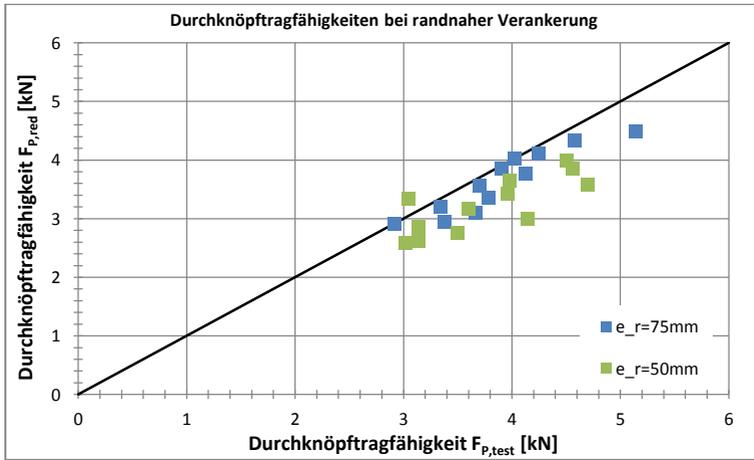


Bild 5.18: Vergleichsrechnung Versuche randnahe Verankerung

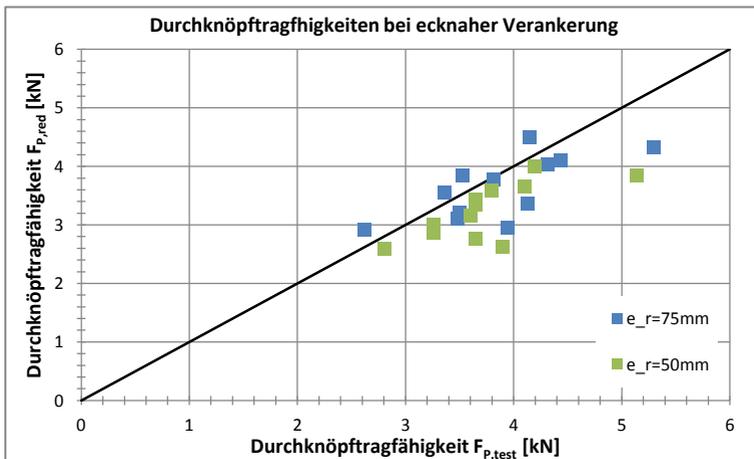


Bild 5.19: Vergleichsrechnung Versuche ecknahe Verankerung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass durch die in diesem Kapitel vorgestellten Vergleichsrechnungen das mechanische Modell und dessen mathematische Ausformulierung sowohl qualitativ als auch quantitativ verifiziert werden konnte.

5.4 Fazit

In diesem Kapitel wurde auf Grundlage der experimentell und numerisch gewonnenen Erkenntnisse eine mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung entwickelt. Infolge punktueller Lasteinleitung bildet sich demnach ein radial-symmetrisch verteilter Membranspannungszustand auf dem Deckblech aus. Die mechanische Modellvorstellung wurde in mathematische Gleichungen übersetzt, die eine Berechnung des Last-Verformungszustandes sowie des Membranspannungszustandes auf dem Deckblech erlauben. Das Durchknöpfversagen, welches auf konzentrierte Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitungsstelle zurückzuführen ist, konnte durch ein entsprechendes Grenzkriterium als Versagensursache definiert werden. Durch Vergleichsrechnungen von Versuchen und FE-Berechnungen wurde das mechanische Modell rechnerisch verifiziert, wobei sowohl das elastische Tragverhalten – Kraft-Verformungsbeziehung und Membranspannungen – als auch die Durchknöpftragfähigkeit bestimmt werden konnten.

6 Tragfähigkeit bei linienförmiger Lasteinleitung

Im vorherigen Kapitel wurde ein mechanisch basiertes Bemessungsverfahren entwickelt, welches es erlaubt das Tragverhalten sowie die Durchknöpfragfähigkeit von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung zu beschreiben. Betrachtet man die punktuelle Lasteinleitung als einen Sonderfall der linienförmigen Lasteinleitung, ist die entsprechende Modellvorstellung grundlegend auch in der Lage das Tragverhalten von Sandwichelementen unter linienförmiger Lasteinleitung zu beschreiben. Eine Adaption des Bemessungsverfahrens zur Bestimmung der Drucktragfähigkeit bei linienförmiger Lasteinleitung wird in diesem Kapitel vorgestellt.

Zur Einleitung dieses Kapitels wird zunächst kurz auf das grundlegende Tragverhalten eingegangen, um in Anschluss die mechanische Modellvorstellung aus Kapitel 5 für die linienförmige Lasteinleitung zu adaptieren. Zur Verifikation werden Vergleichsrechnungen zu den experimentellen und numerischen Untersuchungen durchgeführt. Mit einem zusammenfassenden Fazit schließt dieses Kapitel ab.

6.1 Grundlegendes Tragverhalten

Das radial-symmetrische Tragverhalten, wie es bei der punktuellen Lasteinleitung beobachtet werden kann, liegt bei der linienförmigen Lasteinleitung nicht vor. Durch Vereinfachungen kann das Modell jedoch an das Verhalten bei linienförmiger Lasteinleitung angepasst werden. Das Tragverhalten von Sandwichelementen unter linienförmiger Lasteinleitung kann als ebenes Problem aufgefasst werden und ist dahingehend einfacher zu beschreiben als bei dem räumlichen Tragverhalten infolge punktueller Lasteinleitung.

Das Deckblech drückt sich unter dem Lasteinleitungstempel, welcher das Druckauflager simuliert, in den Schaumkern des Sandwichelementes ein. Die dabei ermittelte Verformung des Deckbleches ist der trichterförmigen Durchbiegung unter einer punktuellen Lasteinleitung ähnlich. Die entscheidende Bedeutung, welche bei der punktuellen Lasteinleitung den tangentialen Spannungen zukommt, entfällt jedoch. Als Versagenskriterium der linienförmigen Lasteinleitung kann eine Komprimierung des Schaumkerns unterhalb der Lasteinleitung von $w_0=2\text{mm}$ angesetzt werden. Dies haben die Versuchsergebnisse gezeigt und vertiefende FE-Analysen haben dieses Grenzkriterium bestätigt, vergleiche Kapitel 3.4.4 und 4.4.1.

6.2 Mechanische Modellvorstellung

Die mechanische Modellvorstellung für die linienförmige Lasteinleitung kann auf vergleichsweise simple Weise aus der Modellvorstellung für die punktuelle Lasteinleitung gewonnen werden. Die dabei getroffenen grundlegenden Annahmen sollen auch für die linienförmige Lasteinleitung gelten.

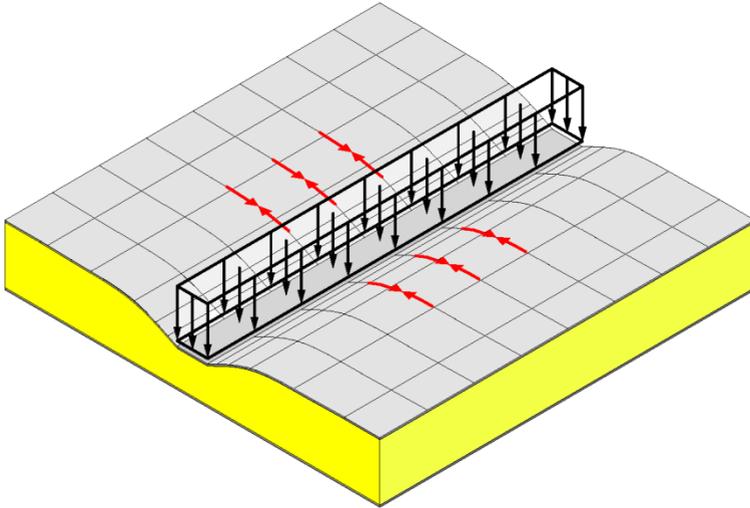


Bild 6.1: Modellvorstellung für die linienförmige Beanspruchung eines Sandwichelementes

Das Deckblech wird erneut in einzelne, senkrecht zur Lasteinleitung stehende Elemente zerlegt, wobei hier eine ausschließlich linear zur Lasteinleitung gedachte Modellierung ausreichend ist, siehe Bild 6.1. Eine Betrachtung von Elementen parallel zur Lasteinleitung ist nicht notwendig. Für ein Element senkrecht zur linienförmigen Lasteinleitung wird analog zu Bild 5.3 eine federelastische Bettung durch den Schaumkern angesetzt. Die Verformungsfunktion $w(x)$ dieses Elementes wird identisch zur Verformungsfunktion bei der punktuellen Lasteinleitung angesetzt, vergleiche Gleichung (6.1). Die Durchbiegung des Deckbleches kann in guter Näherung auch bei einer linienförmigen Lasteinleitung mit einer Exponentialfunktion beschrieben werden. Damit ist es möglich sowohl die punktuelle Lasteinleitung, wie diese an einer lokalen Verankerungsstelle vorhanden ist, als auch die linienförmige Lasteinleitung, wie diese an einem linienförmigen Druckauflager vorhanden ist, mit einer Modellvorstellung für den Fall ebener Deckbleche zu beschreiben. Daraus kann im Folgenden ein gemeinsamer Bemessungsansatz, der sich lediglich in den gewählten Grenzkriterien für ein Versagen unterscheidet, entwickelt werden.

$$w(x) = a \cdot e^{(-0,01\sqrt{\frac{E_C}{t}} \cdot x)} \quad (6.1)$$

Die Verformungsfunktion aus Gleichung (6.1) beginnt ab Ende des Lasteinleitungsstempels. Die Eindrückung unterhalb der Lasteinleitung wird konstant zu $w(x=0)=w_0=a$ gesetzt. Wie in Kapitel 5 beschrieben, wird die äußere Last aus dem infolge Lasteinleitung komprimierten Volumen des Sandwichkerns und dem E-Modul des Schaumkerns bestimmt. Die Fläche, welche von den verformten Deckblechen im Querschnitt des Schaumkerns aufgespannt wird, ist nach Gleichung (6.2) zu bestimmen. Dabei ist zu berücksichtigen, ob es sich um ein Endauflager oder um ein Mittelaflager handelt.

$$\Delta A = j \cdot \sum_{i=1}^n (x_{i+1} - x_i) \cdot \left(\frac{w(x_{i+1}) + w(x_i)}{2} \right) \quad (6.2)$$

wobei $j=1$ für ein Endauflager

$j=2$ für ein Mittelaflager

Mit der berechneten Fläche lässt sich das komprimierte Volumen unter Berücksichtigung der Länge der Lasteinleitung L ebenfalls bestimmen. Dazu kann Gleichung (6.3) verwendet werden.

$$\Delta V = L \cdot \Delta A = L \cdot \sum_{i=1}^n \Delta A_i = L \cdot \sum_{i=1}^n j \cdot (x_{i+1} - x_i) \cdot \left(\frac{w(x_{i+1}) + w(x_i)}{2} \right) \quad (6.3)$$

Nun kann auf Grundlage des komprimierten Volumens im Sandwichkern die äußere aufgebrauchte Last unter Berücksichtigung des vorhandenen E-Moduls des Schaumkerns berechnet werden. Dies kann nach Gleichung (6.4) analog zu Gleichung (5.10) erfolgen. Zusätzlich zum durch die Deckblechverformung verdrängten Volumen muss noch der Verformungsanteil direkt unterhalb der Lasteinleitung berücksichtigt werden. Dieser wird auf der gesamten Lasteinleitungsbreite B_s konstant zu w_0 angesetzt.

$$F[N] = \frac{E_C}{100} \cdot (\Delta V + w_0 \cdot B_s \cdot L) \quad (6.4)$$

Zusätzlich zur äußeren Last lässt sich aus der Verformungsfunktion $w(x)$, wie bei der punktuellen Lasteinleitung, die senkrecht zur linienförmigen Lasteinleitung wirkende Verzerrung im Deckblech nach Gleichung (6.5) berechnen.

$$\varepsilon_x(x) = \frac{\sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (w(x_{i+1}) - w(x_i))^2}}{(x_{i+1} - x_i)} \quad (6.5)$$

Mit den Gleichungen (6.1) bis (6.5) ist es möglich das Tragverhalten von Sandwichelementen unter linienförmiger Lasteinleitung zu erfassen. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit ist es nun erforderlich ein Versagenskriterium für eine Druckbeanspruchung zu definieren. Beim Versagen infolge Durchknöpfens ist es das Überschreiten der Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitungsstelle, das zu einem Aufreißen des Deckbleches und damit zu einem eindeutig definierbaren Versagenszustand führt. Für die Tragfähigkeit an einem Druckauflager musste zunächst ein Versagenskriterium gefunden werden. Dabei hat sich gezeigt, dass ab einer maximalen Verformung des Deckbleches von $w_0=2\text{mm}$ an der Lasteinleitungsstelle das linear-elastische Verhalten in ein plastisches Fließen übergeht. Für baupraktisch relevante Schaumkerndicken über 40mm gilt dieses Grenzkriterium unabhängig von der absoluten Gesamtdicke des Schaumkerns, siehe FE-Analyse in Kapitel 4.3.3. Daher wird im Folgenden als Grenzkriterium für die Drucktragfähigkeit eines Sandwichelementes eine Eindrückung des Deckbleches von 2mm berücksichtigt.

$$w(x=0) = w_0 = 2\text{mm} \quad (6.6)$$

Das nach Gleichung (6.6) definierte Grenzkriterium ist einfacher zu handhaben als das Grenzkriterium des Durchknöpfens, da das Ergebnis nicht implizit auf numerische Weise bestimmt werden muss, sondern direkt aus Gleichung (6.7) bestimmt werden kann. Der Wert der Variablen a in Gleichung (6.1) ist nicht unbekannt, sondern kann direkt zu $a=2\text{mm}$ eingesetzt werden.

$$w(x) = 2\text{mm} \cdot e^{(-0,01\sqrt{\frac{E_c}{t}} \cdot x)} \quad (6.7)$$

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit ist bei der linienförmigen Lasteinleitung, anders als bei der punktuellen Lasteinleitung, nicht davon auszugehen, dass die fließenden Bereiche des Schaumkerns vernachlässigbar gering sind. Von daher wird hier empfohlen zur Ermittlung der maximalen Last im Grenzzustand der Tragfähigkeit für den Bereich direkt unterhalb der Lasteinleitung (Breite B_S), davon auszugehen, dass die Druckfestigkeit f_c erreicht wird. Dadurch können zusätzliche Tragreserven aktiviert werden. Gleichung (6.8) wird daher zur Bestimmung der Tragfähigkeit eines Sandwichelementes an einem Druckauflager empfohlen.

$$F[N] = \frac{E_c}{100} \cdot \Delta V + f_c \cdot B_S \cdot L \quad (6.8)$$

Wie sich im Folgenden zeigen wird, ist diese Annahme durch die Versuchsergebnisse gerechtfertigt. Sie unterliegt jedoch der Restriktion, dass E-Modul und Schaumdruckfestigkeit korrelierende Größen sind.

6.3 Vergleichsrechnungen

Im vorherigen Kapitel 6.2 wurde das mechanische Modell der punktuellen Lasteinleitung an das Tragverhalten bei linienförmiger Lasteinleitung angepasst und die entsprechenden Bemessungsformeln hergeleitet. Um die Modellvorstellung und die Berechnungsformeln zu verifizieren, werden im Folgenden die in den Kapiteln 3.4 und 4.3.3. generierten Versuchs- und FE-Ergebnisse herangezogen.

Die mit dem mechanischen Bemessungsansatz ermittelte Traglast, sowie die zugehörigen Spannungen im Deckblech hängen direkt von der Verformungsfunktion $w(x)$ nach Gleichung (6.1) ab. Daher ist es entscheidend, dass die Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern realistisch bestimmt werden kann. Da in den experimentellen Untersuchungen zur linienförmigen Lasteinleitung keine Messungen der Deckblechverformungen erfolgten, werden an dieser Stelle numerisch bestimmte FE-Ergebnisse zu Vergleichszwecken herangezogen. In den Versuchen wurde lediglich die Eindrückung des Deckbleches in den Schaumkern an der Lasteinleitungsstelle bestimmt. Um eine bessere Vergleichbarkeit der unterschiedlichen Ergebnisse zu erreichen, wurden die Verformungen mit einer fixen äußeren Last bestimmt, die im Versuch zu einer Eindrückung von 2mm geführt hat. Aufgrund unvermeidlicher Abweichungen sind die maximalen Verformungen w_0 der FE-Berechnung und des Bemessungsansatzes ungleich 2,0mm. Damit kann zum einen die Abweichung bezüglich der maximalen Verformung w_0 betrachtet werden, zum anderen lässt sich aber auch durch den Vergleich mit den FE-Ergebnissen die qualitative Übereinstimmung der Verformungsfunktion $w(x)$ überprüfen.

Die Übereinstimmungen der Verformungsfunktion $w(x)$ mit der numerisch ermittelten Durchbiegung ist ausreichend gut, siehe Bild 6.2. Die erkennbaren Abweichungen sind darauf zurückzuführen, dass die maximale Verformung w_0 für die vorgegebene äußere Kraft abweicht. Der Ansatz einer Exponentialfunktion für die Durchbiegung des Deckbleches kann dennoch bestätigt werden. Darauf aufbauend kann im Folgenden der Ansatz zur Bestimmung der Deckblechspannungen und vor allem der Tragfähigkeit aus der Verformungsfunktion $w(x)$ bestätigt werden.

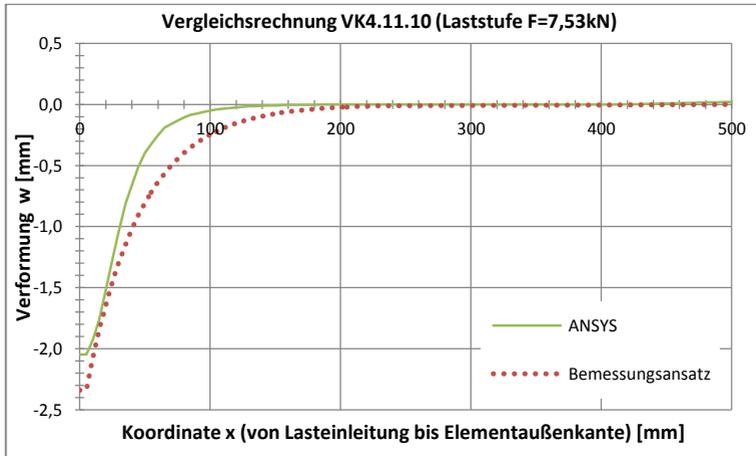


Bild 6.2: Vergleichsrechnung Verformung des Deckbleches für VK 4.11.10 bei der Traglast von 7,53kN ($w_{0, \text{test}}=2,0\text{mm}$)

In Bild 6.3 sind die senkrecht zur Lasteinleitung wirkenden Verzerrungen ϵ_x auf der Oberseite der Deckbleche, dort wo die Dehnungsmessstreifen appliziert wurden, dargestellt. Die Messergebnisse aus den Versuchen werden mit den Spannungen aus dem Bemessungsmodell nach Gleichung (6.5) verglichen. Anders als bei der punktuellen Lasteinleitung fällt auf, dass an der Lasteinleitung die im Versuch gemessenen Verzerrungen nicht kontinuierlich ansteigen. Das Deckblech wird durch den Lasteinleitungsstempel eingespannt, wodurch sich dieses an der Lasteinleitung gegenkrümmt. Auch wenn die Gegenkrümmung des Deckbleches in Bezug auf die Gesamtverformung nicht besonders ausgeprägt ist, führt dies doch dazu, dass an der Oberseite des Deckbleches, überlagernde Biegedruckspannungen auftreten. Dadurch werden die Membranzugspannungen an der Oberseite des Deckbleches reduziert. Dieser lokal begrenzten Effekt zeigt jedoch keinen signifikanten Einfluss auf die Berechnung der Tragfähigkeit, da die Gesamtdurchbiegung des Deckbleches davon weitestgehend unbeeindruckt bleibt, vergleiche auch Bild 6.2.

6.3 Vergleichsrechnungen

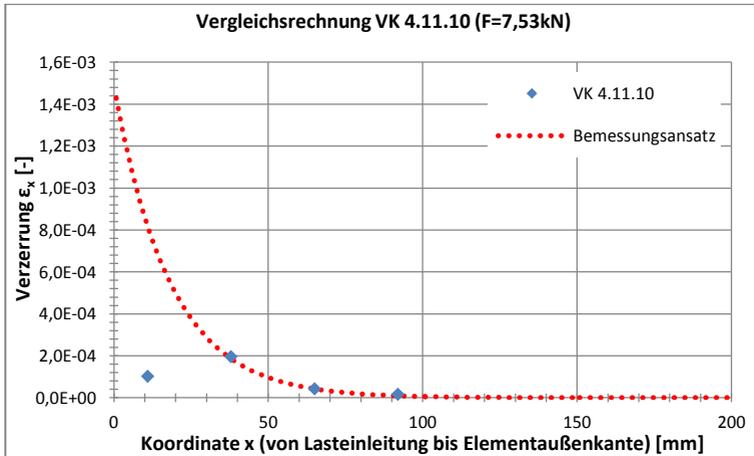


Bild 6.3: Vergleichsrechnung von radialen Verzerrungen eines repräsentativen Versuches ($d=120\text{mm}$, $t=0,6\text{mm}$, $B_s=10\text{mm}$) für die Laststufe $7,53\text{kN}$ ($w_0=2\text{mm}$)

Die in Kapitel 6.2 entwickelten Formeln ermöglichen es, wie bei der punktuellen Lasteinleitung, das lokale Kraft-Verformungsverhalten eines Sandwichelementes unter linienförmiger Lasteinleitung zu berechnen. In Bild 6.4 ist die Vergleichsrechnung zu vier Versuchen grafisch dargestellt. Man erkennt, dass die rechnerisch ermittelte lokale Steifigkeit der im Versuch ermittelten Kraft-Verformungsbeziehung sehr ähnlich ist. Die Tragfähigkeit wurde für diese elastischen Laststufen mit Hilfe der Gleichung (6.4) ermittelt. Es zeigt sich also, dass das mechanische Modell in der Lage ist den Zusammenhang von lokaler Verformung und zugehöriger äußerer Last realistisch wiederzugeben. Die Wahl eines ausschließlich verformungsabhängigen Grenzkriteriums für ein lokales Druckversagen ist also möglich.

Nachdem verifiziert werden konnte, dass das elastische Tragverhalten realitätsnah wiedergegeben werden kann, wird im Folgenden die maximale Traglast im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach Gleichung (6.8) mit den Versuchsergebnissen verglichen. Dabei wird angenommen, dass die Druckspannungen im Schaumkern unterhalb der Lasteinleitung die Druckfestigkeit f_c erreichen.

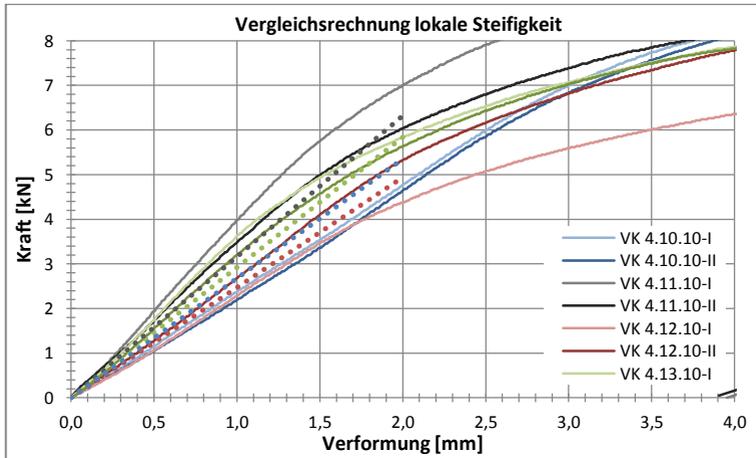


Bild 6.4: Vergleich der Kraft-Verformungsbeziehungen an vier repräsentativen Versuchen

In Tabelle 6.1 ist eine Zusammenstellung der Vergleichsrechnung zu den Versuchen an einem Mittelaufleger zu finden. Man erkennt die gute Übereinstimmung der rechnerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit den experimentell gemessenen Werten. Dabei liegen die rechnerischen Werte tendenziell auf der sicheren Seite und weisen nur eine geringe Standardabweichung von 5% auf.

Berechnet man die Tragfähigkeit nach Gleichung (6.4) ohne zu berücksichtigen, dass unterhalb der Lasteinleitung die Druckfestigkeit f_c erreicht werden kann, so ergibt sich eine durchschnittliche Abweichung der berechneten Traglasten zu den experimentell bestimmten Traglasten von 18% mit einer normierten Standardabweichung von 7%. Die Abweichungen sind also deutlich auf der sicheren Seite, weisen aber aufgrund der geringen Standardabweichung immer noch Sinnhaftigkeit auf. Die Ergebniswerte für eine Auflagerbreite von $B_5=0$ sind aus den Versuchsdaten extrapolierte fiktive Werte, die einer Lagerung „auf Messers Schneide“ entsprechen sollen. Die Übereinstimmung der zugehörigen rechnerischen Werte basiert daher nicht auf tatsächlichen Versuchsdaten, sondern aus unmittelbar daraus abgeleiteten Werten. Die Übereinstimmung an dieser Stelle ist jedoch für das Bemessungsverfahren und die Modellvorstellung von besonderer Bedeutung, weshalb diese hier mit aufgeführt wurden.

Die lastverteilende Wirkung des (seitlich der Lasteinleitungsbreite B_5) in den Schaumkern eingedrückten Deckbleches, siehe Bild 6.5, wird durch die beschriebene Modellvorstellung realistisch wiedergegeben. Dies wird daran deutlich, dass die Tragfähigkeitswerte für eine fiktive Stempelbreite von $B_5=0\text{mm}$

6.3 Vergleichsrechnungen

in guter Näherung nachgerechnet werden können. Die Tragfähigkeit wird für eine gegen null gehende Stempelbreite ausschließlich von der Eindrückung der Deckbleche und der entsprechenden Reaktionskraft des Schaumkerns hervorgebracht.

Tabelle 6.1: Vergleichsrechnung Versuche Mittelaufleger

VK #	d [mm]	t [mm]	B _s [mm]	F _{R,test} [kN]	F _{Rz} [kN]	F _{Rz} /F _{R,test} [-]
4.10.0	120	0,6	0	5,24	4,85	0,92
4.10.10	120	0,6	10	5,73	5,53	0,96
4.10.20	120	0,6	20	6,87	6,21	0,90
4.10.60	120	0,6	60	9,59	8,93	0,93
4.10.100	120	0,6	100	12,16	11,65	0,96
4.11.0	60	0,6	0	6,41	5,65	0,88
4.11.10	60	0,6	10	7,53	6,57	0,87
4.11.20	60	0,6	20	8,32	7,49	0,90
4.11.60	60	0,6	60	12,00	11,17	0,93
4.11.100	60	0,6	100	16,56	14,85	0,90
4.12.0	120	0,5	0	5,37	4,44	0,83
4.12.10	120	0,5	10	5,85	5,12	0,88
4.12.20	120	0,5	20	7,64	5,80	0,76
4.12.60	120	0,5	60	9,59	8,52	0,89
4.12.100	120	0,5	100	13,65	11,24	0,82
4.13.0	60	0,5	0	5,77	5,17	0,90
4.13.10	60	0,5	10	6,75	6,09	0,90
4.13.20	60	0,5	20	7,88	7,01	0,89
4.13.60	60	0,5	60	12,53	10,69	0,85
4.13.100	60	0,5	100	16,35	14,37	0,88
Mittelwert						0,89
s						0,05

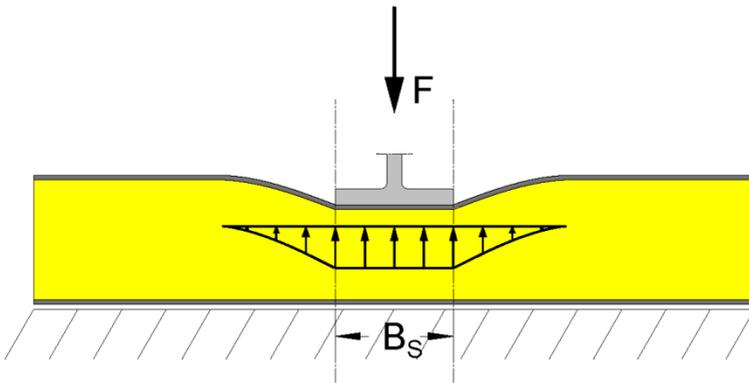


Bild 6.5: Spannungsverteilung im Schaumkern unter der Lasteinleitung und seitlich davon infolge Deckblechdurchbiegung

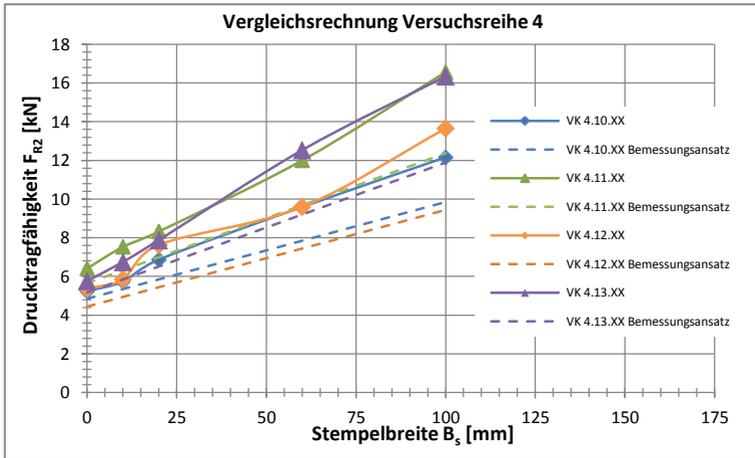


Bild 6.6: Grafische Darstellung der Vergleichsrechnung am Mittellaufleger für veränderliche Stempelbreiten B_s .

Neben den Versuchen zu einem Mittellaufleger sind auch Versuche an einem Endauflager durchgeführt worden. Die Ergebnisse der zugehörigen Vergleichsrechnung sind in Tabelle 6.2 zusammengestellt. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung der rechnerischen und experimentellen Ergebnisse, wenn diese nach Gleichung (6.8) bestimmt werden.

Tabelle 6.2: Vergleichsrechnung Versuche Endauflager

VK #	d [mm]	t [mm]	B_s [mm]	$F_{R, \text{test}}$ [kN]	F_{R1} [kN]	$F_{R1}/F_{R, \text{test}}$ [-]
4R.10.10	120	0,6	10	3,892	3,1031	0,80
4R.10.20	120	0,6	20	4,852	3,7831	0,78
4R.10.100	120	0,6	100	10,804	9,2231	0,85
4R.11.10	60	0,6	10	3,868	3,7449	0,97
4R.11.20	60	0,6	20	5,56	4,6649	0,84
4R.11.100	60	0,6	100	13,19	12,0249	0,91
4R.11.10	120	0,5	10	3,808	2,9005	0,76
4R.12.20	120	0,5	20	4,924	3,5805	0,73
4R.12.100	120	0,5	100	10,156	9,0205	0,89
4R.13.10	60	0,5	10	3,952	3,5041	0,89
4R.13.20	60	0,5	20	5,512	4,4241	0,80
4R.13.100	60	0,5	100	13,18	11,7841	0,89
					Mittelwert	0,84
					s	0,07

Die grafische Darstellung der Vergleichsrechnung in Bild 6.7 veranschaulicht die gute Übereinstimmung der rechnerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit den Versuchswerten. Wie man erkennt, liegen die Ergebniswerte nah an der 45°-Ausgleichskurve, jedoch sämtlich darunter. Das bedeutet, dass die vorhandene geringe Abweichung in jedem Falle auf der sicheren Seite liegt.

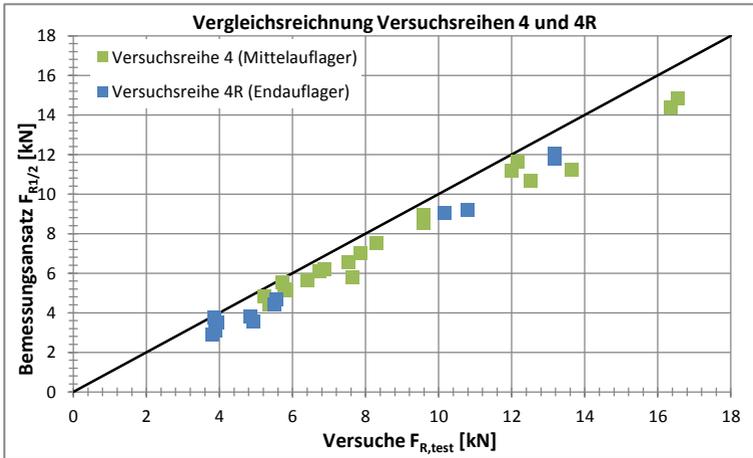


Bild 6.7: Grafische Darstellung der Vergleichsrechnung am Mittel- und Endaufleger

Zusätzlich zu den Versuchsergebnissen aus [54], können auch die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit erstellten FE-Parameterstudie, siehe Kapitel 4.4.2, für eine Verifizierung des Bemessungsansatzes herangezogen werden. Dabei zeigt sich, dass die insgesamt 243 FE-Traglasten in guter Näherung mit dem Bemessungsansatz nach Gleichung (6.4) nachgerechnet werden können. Insgesamt wichen die berechneten Traglasten im Schnitt um nur 7% von den FE-Ergebnissen ab, die zugehörige normierte Standardabweichung betrug 5%. Der Übersichtlichkeit halber sind die Ergebnisse nur grafisch in Bild 6.8 zusammenfassend dargestellt, die Rechenwerte sind in Anhang B.2 zu finden.

Auffällig bei der Vergleichsrechnung dieser Ergebnisse ist, dass die Übereinstimmung der Tragfähigkeiten bei Ansatz der Berechnungsformel nach Gleichung (6.8) weniger genau waren als nach Gleichung (6.4). Während sich für die durchgeführten Versuche die Gleichung (6.8) unter Berücksichtigung der Druckfestigkeit f_c bestätigte, war dies bei der Parameterstudie nicht ohne Weiteres der Fall.

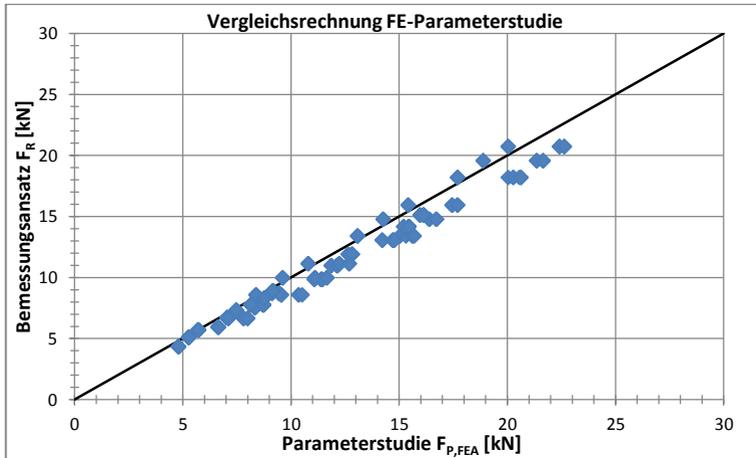


Bild 6.8: Vergleichsrechnung der FE-Parameterstudie

Bei den Traglasten für vergleichsweise geringe E-Moduli E_C mit gleichzeitig hoher Druckfestigkeit f_C zeigte sich, dass die Tragfähigkeit von der Berechnungsformel (6.8) überschätzt wurde. Im Mittel wurden die Tragfähigkeiten sogar um 31% überschätzt. Dies liegt daran, dass der Traglastanteil durch die Festigkeit des Schaumkerns im Vergleich zur elastischen Steifigkeit durch den E-Modul überschätzt wird. Dieser Fall ist jedoch für die Baupraxis nicht relevant, da E-Modul und Druckfestigkeit zwei über die Dichte des Polyurethanhartschaumes gekoppelte Größen sind. Der Fall eines sehr weichen, dafür aber extrem druckfesten Schaumkerns, wie er in der Parameterstudie berücksichtigt wird, ist nicht realistisch. Die ermittelten Materialeigenschaften der Versuchskörper bestätigten dies. Aus diesem Grund konnten die Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der Druckfestigkeit realistisch nachgerechnet werden. Für eine elastische Berechnung bestätigt sich also die Formulierung nach Gleichung (6.4). Für die Bestimmung der Tragfähigkeit baupraktisch wahrscheinlicher Materialeigenschaften kann weiterhin Gleichung (6.8) empfohlen werden.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass mit den vorgestellten Vergleichsrechnungen bestätigt werden konnte, dass die hier entwickelte mechanische Modellvorstellung zum Verhalten von Sandwichelementen bei lokaler Lasteinleitung auch in der Lage ist die linienförmige Lasteinleitung an einem Druckauflager abzubilden.

6.4 Fazit

Wie für die punktuelle Lasteinleitung lässt sich auch die linienförmige Lasteinleitung durch eine allgemeine mechanische Modellvorstellung erklären. Dabei wird das gemeinsame Tragverhalten von Deckblech und Schaumkern realistisch erfasst. Die sich in den Schaumkern eindrückenden Deckbleche führen zu einem lokalen Drucktragfähigkeitsanteil, der unabhängig von der Stempelbreite und der Schaumkerndicke ist. Die Vermutung eines allgemeinen lokalen Tragmodells für die Lasteinleitung an Sandwichelementen konnte durch Vergleichsrechnungen verifiziert werden. Vergleicht man die hier erzielten Ergebnisse mit den rechnerisch nach *DIN EN 14509* bestimmten Traglasten, siehe Tabelle 3.17, so wird deutlich, dass das hier vorgestellte Verfahren geeignet ist, um das lokale Tragverhalten zu erklären und die Tragfähigkeiten zu berechnen. Während das Gedankenmodell der *DIN EN 14509* die Schaumkerndicke als wesentlichen Parameter ansetzt, wird im hier entwickelten Modell das interaktive Tragverhalten von Deckblech und Schaumkern erfasst.

7 Interaktion lokaler Lasteinleitung mit Knittertragfähigkeit

Ein Versagen infolge lokaler Lasteinleitung kann über das Durchknöpfen beziehungsweise das lokale Druckversagen hinaus auch in der Interaktion mit dem globalen Bauteiltragverhalten eintreten. So übt die lokale Lasteinleitung einen wesentlichen Einfluss auf die Knittertragfähigkeit von druckbeanspruchten Deckblechen aus. In diesem Kapitel wird daher das interaktive Knittertragverhalten von Sandwichelementen unter besonderer Berücksichtigung der Lasteinleitung behandelt. Die in den vorherigen beiden Kapiteln entwickelte mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten unter Lasteinleitung ermöglicht dabei eine vertiefende Analyse des interaktiven Verhaltens von Lasteinleitung und Knitterversagen.

In diesem Kapitel wird das Knitterproblem, das in Kapitel 4.5.2 bereits numerisch als ein nicht lineares Spannungsproblem beschrieben wurde, auch analytisch in ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung überführt. Bereits die experimentellen Untersuchungen, vergleiche Kapitel 3.5, haben gezeigt, dass das Knitterversagen ein Stabilitätsversagen des druckbeanspruchten Deckbleches ist und als solches wird es in diesem Kapitel behandelt. Die lokale Lasteinleitung kann auf Grundlage der in den beiden vorherigen Kapiteln entwickelten Modellvorstellung in Form von Ersatzimperfektionen in den Nachweis nach Theorie II. Ordnung implementiert werden. Dafür werden in diesem Kapitel Ansätze entwickelt, die anhand von Versuchen verifiziert und diskutiert werden. Um die Untersuchungen zum Knittern zu vervollständigen, wird in diesem Kapitel ebenfalls eine alternative Betrachtung des Knitterproblems über schlankheitsabhängige Abminderungen analog einer Knickspannungslinie angestellt. Dafür wird eine für das Knittern maßgebende Knickspannungslinie hergeleitet. Abschließend werden die Erkenntnisse dieses Kapitels in einem Fazit zusammengefasst.

7.1 Allgemeines

Die Knittertragfähigkeit von Sandwichelementen wird derzeit auf Grundlage der linear-elastischen Verzweigungsspannung einer elastisch gebetteten Platte bestimmt, vergleiche *Stamm/Witte* [47]. Es hat sich in der Baupraxis bewährt durch eine pauschale Abminderung der Verzweigungslast auf die Knittertragfähigkeit zu schließen, siehe Kapitel 2.4. Dennoch stellt die äußere Lasteinleitung senkrecht zur Deckblechebene eine in dieser Modellvorstellung nicht vorhandene Einflussgröße dar. Durch die in dieser Arbeit vorgestellte

mechanische Modellvorstellung zur punktuellen Lasteinleitung ist es möglich den Einfluss der Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit – auf nicht experimentelle Weise – zu untersuchen. Die Zielsetzung dieser Arbeit ist es also neben der reinen lokalen Tragfähigkeit bei punktueller und linienförmiger Lasteinleitung auch die Knittertragfähigkeit von Sandwichelementen unter punktueller und linienförmiger Lasteinleitung mit Hilfe einer mechanisch basierten Modellvorstellung zu erfassen.

Für das Knitterversagen als Stabilitätsproblem kann die lokale Lasteinleitung durch die Implementierung geeigneter geometrischer Ersatzimperfectionen berücksichtigt werden. Somit kann das Knitterversagen als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung aufgefasst werden und unter Berücksichtigung der geometrischen Ersatzimperfectionen auch für den Fall einer zusätzlichen lokalen Lasteinleitung gelöst werden. Die Aufgabe besteht nun darin, zum einen das vorhandene Nachweisverfahren für ein Knitterversagen unter reiner Druckbeanspruchung – zunächst noch ohne Berücksichtigung der Lasteinleitung – in einen Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung zu überführen. Für diesen Fall werden entsprechende äquivalente geometrische Ersatzimperfectionen hergeleitet. Zum anderen muss der zusätzliche, ungünstige Effekt einer punktuellen oder linienförmigen Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit quantifiziert werden und in äquivalente geometrische Ersatzimperfectionen überführt werden. Durch die Betrachtung von Ersatzimperfectionen ist es möglich, das Knitterproblem und den Einfluss der Lasteinleitung zu quantifizieren. *Prawdzik* hat in [41] für die Versuche der Versuchsreihe 3, siehe Kapitel 3.3, gezeigt, dass es möglich ist geometrische Ersatzimperfectionen mit Hilfe einer FE-Analyse zu ermitteln, welche die Effekte der Lasteinleitung auf das Knitterversagen abbilden.

Dazu werden auf Grundlage der tatsächlichen lokalen Verformung des Deckbleches infolge der Lasteinleitung äquivalente geometrische Ersatzimperfectionen entwickelt. Die Berechnungsverfahren zur Ermittlung der lokalen Lasteinleitung wurden in Kapitel 5 und 6 hergeleitet. Dabei gilt sowohl für die punktuelle als auch die linienförmige Lasteinleitung, dass die tatsächliche lokale Verformung w_0 nicht direkt als Imperfektion e_0 angesetzt werden kann. Jedoch hat die Größe der lokalen Verformung einen unmittelbaren Einfluss auf die anzusetzende Ersatzimperfektion.

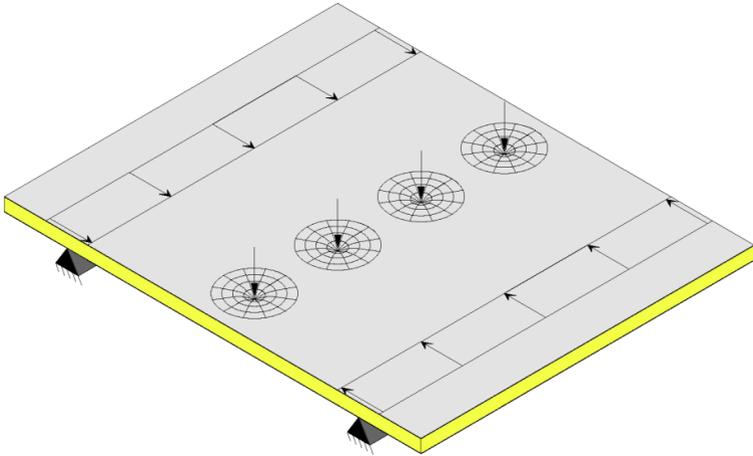


Bild 7.1: Lokale Verformung eines gedrückten Deckbleches infolge äußerer Lasteinleitung senkrecht zur Deckblechebene

Die lokale Verformung unterscheidet sich qualitativ von der Form der maßgebenden Ersatzimperfektion, siehe FE-Analyse zu den Eigenformen in Kapitel 4.5.2.2. Daher ist auch eine quantitative Anpassung notwendig. Am Beispiel der lokalen Verformung eines Deckbleches unter punktueller Lasteinleitung, siehe Bild 7.1, wird deutlich, dass die anzusetzende Ersatzimperfektion von weiteren Einflussgrößen abhängt, wie etwa dem Schraubenabstand.

7.2 Knitterversagen als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung

7.2.1 Herleitung der ideellen Verzweigungslast des Ersatzstabes

Bei *Stamm/Witte* [47] wird das Knitterversagen durch das Modell einer elastisch gebetteten Platte abgebildet und mathematisch hergeleitet. Die entsprechenden Gleichungen sind in Kapitel 2.4 dargelegt. Die Berechnung der Knittertragfähigkeit mittels dieser Gleichungen hat sich seit Jahrzehnten in der Baupraxis bewährt. Um einen Brückenschlag zwischen dieser klassischen Betrachtung aus der Sandwichtechnik und der Betrachtung des Knitterproblems als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung zu schaffen, wird im Folgenden gezeigt, dass der Ansatz nach *Stamm/Witte* [47] in ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung überführt werden kann.

Auf Grundlage der von *Stamm/Witte* [47] definierten linear-elastischen kritischen Knitterspannung nach Gleichung (2.29) kann die kritische Verzweigungslast sehr

einfach durch Berücksichtigung der vorhandenen Deckblechdicke t und Deckblechbreite b zu Gleichung (7.9) berechnet werden.

$$N_{w,cr} = \sigma_{w,cr} \cdot A_{\text{Deckblech}} = 0,82 \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \cdot t \cdot b \quad (7.9)$$

Unter Berücksichtigung der klassischen Definition der Knittertragfähigkeit nach Gleichung (7.9) soll der Knitternachweis im Folgenden an einem äquivalenten Ersatzstab geführt werden. Dafür stehen grundlegend zwei Möglichkeiten zur Verfügung.

- Zum einen ist die Betrachtung des Spannungsproblems nach Theorie II. Ordnung am Ersatzstab möglich,
- zum anderen kann der Nachweis auf Grundlage einer geeigneten Knickspannungslinie geführt werden.

Auf diese Weise kann eine rechnerische Bemessung der Knittertragfähigkeit unter Berücksichtigung der Lasteinleitung erfolgen. Dafür ist es jedoch zunächst notwendig die klassischen Herleitungen der Knittertragfähigkeit, wie zum Beispiel bei *Stamm/Witte* [47] vorgestellt, in den Ersatzstabnachweis eines ungebetteten Balkens zu überführen. Ist dies für den allgemeinen Fall gelungen, kann darauf aufbauend auch die lokale Lasteinleitung durch die Implementierung geeigneter Ersatzimperfectionen erfasst werden.

In Kapitel 2.4 wurde gezeigt, dass das Knitterproblem nach *Stamm/Witte* [47] dem Stabilitätsproblem für einen elastisch gebetteten Balken entspricht. Der elastisch gebettete Balken wird an dieser Stelle in einen äquivalenten ungebetteten Ersatzstab, entsprechend Gleichung (7.10), überführt.

$$N_{cr} = \frac{EI \cdot \pi^2}{L_{cr}^2} \quad (7.10)$$

Die Differentialgleichung des elastisch gebetteten Balkens kann allgemein gemäß Gleichung (7.11) aufgestellt werden.

$$EI \cdot w(x)^{IV} + N \cdot w(x)'' + c_w \cdot w(x) = 0 \quad (7.11)$$

Verwendet man den üblichen Lösungsansatz für die Durchbiegungsfunktion

$$w(x) = A \cdot \sin\left(\frac{n}{l} \cdot \pi \cdot x\right) \quad (7.12)$$

folgt für die kritische Verzweigungslast des elastisch gebetteten Balkens Gleichung (7.13).

$$N_{cr} = \frac{EI \cdot \pi^2 \cdot n^2}{L^2} + \frac{c_w \cdot L^2}{\pi^2 \cdot n^2} \quad (7.13)$$

Gleichung (7.13) stellt dabei eine Erweiterung der üblichen Definition der kritischen Verzweigungsspannung nach Gleichung (7.10) um die Beulwellenzahl n und einen zweiten Summanden abhängig von der Federsteifigkeit der Bettung c_w dar. Für den elastisch gebetteten Balken nach Gleichung (7.13) gilt, dass die Wellenlänge a abhängig von der Elementlänge L und der Anzahl an Wellen n ist, siehe Gleichung (7.14).

$$a = L/n \quad (7.14)$$

Setzt man Gleichung (7.14) in Gleichung (7.13) ein, so erhält man Gleichung (7.15) als ideale kritische Verzweigungslast des elastisch gebetteten Knickstabes.

$$N_{cr} = \frac{EI \cdot \pi^2}{a^2} + \frac{c_w \cdot a^2}{\pi^2} \quad (7.15)$$

Die Formulierung nach Gleichung (7.15) kann auch aus den Ergebnissen von *Stamm/Witte* [47] gewonnen werden. Dazu muss die elastisch gebettete Platte in einen elastisch gebetteten Balken überführt werden, indem man die entsprechenden Anteile, welche die Plattenbreite berücksichtigen, eliminiert. So gilt für die elastisch gebettete Platte nach *Stamm/Witte* [47] allgemein Gleichung (7.16).

$$N_{cr} = \frac{(\alpha_1^2 + \alpha_2^2)^2 \cdot EI + c_w}{\alpha_1^2 + z \cdot \alpha_2^2} \quad (7.16)$$

Dabei gilt für die Hilfsbeiwerte α_1 und α_2 Gleichung (7.17).

$$\alpha_1 = \frac{\pi}{a_x} \quad \text{und} \quad \alpha_2 = \frac{\pi}{a_y} \quad (7.17)$$

Unterstellt man nun, dass die Wellenlänge in y -Richtung, also quer zur Wirkungsrichtung der Druckspannung im Deckblech, unendlich groß ist, entfallen die entsprechenden Terme und Gleichung (7.16) vereinfacht sich zu Gleichung (7.18). Für das hier betrachtete Knitterversagen ist diese Annahme gerechtfertigt. Anders als bei einem lokalen Beulversagen einer vierseitig gelagerten Platte, wird sich an der elastisch gebetteten Platte infolge Knitterns keine doppelt gekrümmte Beulverformung des Deckbleches einstellen, solange die wirkenden Druckspannungen gleichmäßig über die Breite verteilt sind. Die maßgebende Eigenform des Knitterversagens ist daher immer einfach gekrümmt in Richtung

der wirkenden Druckspannungen. Hinzu kommt, dass hier durch die Lasteinleitung, welche ausschließlich einachsrig punktuell oder linienförmig wirkt, eine doppelt gekrümmte Verformung des Deckbleches ausgeschlossen ist. Die Grundgleichung für die Knittertragfähigkeit nach *Stamm/Witte* [47] ist also identisch zu Gleichung (7.15), die auf der Herleitung des elastisch gebetteten Balkens beruht.

$$N_{cr} = \frac{(\alpha_1^2)^2 \cdot EI + c_w}{\alpha_1^2} = \alpha_1^2 \cdot EI + \frac{c_w}{\alpha_1^2} = \frac{EI \cdot \pi^2}{a_x^2} + \frac{c_w \cdot a_x^2}{\pi^2} \quad (7.18)$$

Damit konnte gezeigt werden, dass die Knicklast eines elastisch gebetteten Balkens direkt aus den Grundgleichungen von *Stamm/Witte* [47] für das Knitterversagen der elastisch gebetteten Platte hergeleitet werden kann. Im nächsten Schritt wird der gebettete Balken nun in einen ungebetteten Ersatzstab überführt. Dies geschieht durch Modifikation der entsprechenden Knicklänge L_{cr} .

Durch den Vergleich des nicht gebetteten Ersatzstabes, siehe Gleichung (7.10), mit einem gebetteten Knickstab, siehe Gleichung (7.13), wird deutlich, dass die Beulwellenhalblänge a des elastisch gebetteten Stabes nicht identisch mit der Knicklänge L_{cr} des ungebetteten Stabes sein kann. Aus Gleichung (7.19) wird deutlich, dass die rechnerische Knicklänge eines fiktiven, nicht gebetteten Stabes geringer ist als die Beulwellenlänge eines gebetteten Stabes.

$$N_{cr} = \frac{EI \cdot \pi^2}{L_{cr}^2} \equiv \frac{EI \cdot \pi^2}{a^2} + \frac{c_w \cdot a^2}{\pi^2} \quad (7.19)$$

Das Problem des knitternden Deckbleches soll im Folgenden auf die möglichst einfache Modellvorstellung des **nicht** gebetteten Knickstabes nach Gleichung (7.10) zurückgeführt werden, damit das Knitterproblem wie ein übliches Stabilitätsproblem behandelt werden kann. Fordert man dazu, dass die Verzweigungslast des fiktiven nicht gebetteten Ersatzstabes, siehe Gleichung (7.10), gleich der Verzweigungslast nach *Stamm/Witte* [47] ist, siehe Gleichung (7.9), kann nach der gesuchten äquivalenten Knicklänge L_{cr} aufgelöst werden.

$$N_{w,cr} = \frac{EI \cdot \pi^2}{L_{cr}^2} \equiv 0,82 \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \cdot t \cdot b \quad (7.20)$$

Setzt man in Gleichung (7.20) die Breite b des fiktiven Ersatzbalkens mit einem Wert von „1mm“ an, so ergibt sich die Knicklänge L_{cr} aus Gleichung (7.20) zu Gleichung (7.21).

$$L_{cr} = 1,00 \cdot t \cdot \sqrt[6]{\frac{E_S}{E_c \cdot G_c}} \quad (7.21)$$

Bei der Betrachtung von Gleichung (7.21) bestätigt sich nun, dass über die Wahl einer fiktiven Knicklänge das klassische Knitterproblem gelöst werden kann. Es ist auffällig, dass die nach Gleichung (7.21) ermittelte Knicklänge L_{cr} der nach *Stamm/Witte* [47] definierten Beulwellenlänge a_w gemäß Gleichung (7.22) entspricht.

$$a_w = 1,82 \cdot t \cdot \sqrt[6]{\frac{E_S}{E_c \cdot G_c}} \quad (7.22)$$

Es zeigt sich, dass zwischen der Knicklänge des fiktiven nicht gebetteten Knickstabes nach Gleichung (7.21) und der Beulwellenlänge des gebetteten Balkens nach Gleichung (7.22) ein direkter Zusammenhang besteht. Bereits zuvor konnte anhand von Gleichung (7.19) gezeigt werden, dass die Beulwellenlänge und die Knicklänge nicht identisch sein können und von der Federsteifigkeit der Bettung abhängen. Der nach *Stamm/Witte* [47] definierte Vorfaktor von 1,82 in Gleichung (7.22) basiert auf einer konkreten Annahme für die Federsteifigkeit eines Sandwichelementes. Ebenso wie der Vorfaktor in Gleichung (7.9) von 0,82 sind diese Werte streng genommen nur für diesen konkreten, von *Stamm/Witte* angesetzten Fall gültig. Diese haben sich aber in der Praxis als gute Näherung oder zumindest auf der sicheren Seite liegend bewährt. Nach *Plantema* [40] wird ein Vorfaktor von 1,78 in Gleichung (7.22) empfohlen. *Kindmann* hat in [25] ebenfalls gezeigt, dass es einen konstanten Zusammenhang zwischen der ideellen Knicklänge L_{cr} und der maßgebenden Beulwellenlänge eines kontinuierlich gebetteten Knickstabes gibt. Nach *Kindmann* wird der entsprechende Umrechnungsfaktor jedoch mit 1,41 angegeben.

Durch Einsetzen der ideellen Knicklänge L_{cr} nach Gleichung (7.21) in die Formel zur Berechnung der Knicklast N_{cr} nach Gleichung (7.10) lässt sich die linear-elastische, kritische Knittertragfähigkeit für einen äquivalenten, nicht gebetteten Knickstab einfach berechnen.

Alternativ wäre es auch möglich gewesen, die ideelle Verzweigungslast des Ersatzstabes nach Gleichung (7.15) beziehungsweise (7.18) zu lösen, indem man an dieser Stelle die aus *Stamm/Witte* bekannten Formeln für die Federsteifigkeit c_w , vergleiche Gleichung (2.25), und die Beulwellenlänge a , vergleiche Gleichung (7.21), einsetzt. Da jedoch gezeigt werden konnte, dass die Betrachtung des ungebetteten Stabes mathematisch identisch zur Vorgehensweise nach

Stamm/Witte ist, wurde an dieser Stelle jene Herleitung vorgezogen, da diese eine spätere baupraktische Handhabung erleichtert.

7.2.2 Herleitung der Traglast eines Ersatzstabes

Im vorherigen Kapitel konnte gezeigt werden, dass die ideale Verzweigungslast für das Knitterproblem nach Gleichung (7.20) auf einen ungebettenen Ersatzstab zurückgeführt werden kann. Daher kann die maximale Traglast unter Berücksichtigung von materialbedingten und geometrischen Anfangsimperfektionen auch durch einen Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung ermittelt werden. Der Einfluss von unvermeidlichen Imperfektionen wird dabei durch äquivalente geometrische Ersatzimperfektionen berücksichtigt. Der Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung kann nach Gleichung (7.23) geführt werden. Die anzusetzende Biegemomententragfähigkeit ist unter Berücksichtigung der plastischen Verformungen beim Knittern und der Ausbildung eines Fließgelenkes, siehe Kapitel 3.5.4, Bild 3.43, die plastische Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$.

$$\frac{N_{w,Ed}}{N_{Rd}} + \frac{N_{w,Ed} \cdot e_0}{M_{pl,Rd}} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N_{w,Ed}}{N_{w,cr}}} \right) \leq 1,0 \quad (7.23)$$

Für den Fall eines Knitterversagens ohne zusätzliche Lasteinleitung, beispielsweise in Feldmitte, hat es sich in der Baupraxis bewährt die Knittertragfähigkeit durch die pauschale Abminderung der ideellen kritischen Verzweigungsspannung nach Gleichung (7.24) zu bestimmen. Aus Gleichung (7.24) lassen sich daher auch die geometrischen Ersatzimperfektionen herleiten, die in einen Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung implementiert werden müssen, um entsprechende Ergebnisse analog zur derzeitigen Vorgehensweise bei der Bemessung von Sandwichelementen zu erhalten.

$$\sigma_{w,Rd} = 0,61 \cdot \sigma_{w,cr} = 0,5 \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_c \cdot G_c} \quad (7.24)$$

Damit kann durch Einsetzen von Gleichung (7.24) in den Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung entsprechend Gleichung (7.23) eine äquivalente geometrische Ersatzimperfektion $e_{0,w}$ hergeleitet werden, siehe Gleichung (7.26). Die Größenordnung der Ersatzimperfektion wird dabei an dem bewährten Ansatz nach Gleichung (7.24) kalibriert. Auf diese Weise ist es möglich das bisherige Nachweisformat aus der Sandwichtechnik mit einer Abminderung der Traglast von 61% der Verzweigungslast in den Ersatzstabnachweis zu übernehmen.

$$\frac{0,61 \cdot N_{w,cr}}{N_{Rd}} + \frac{0,61 \cdot N_{w,cr} \cdot e_0}{M_{pl,Rd}} \cdot \left(\frac{1}{1 - 0,61} \right) \leq 1,0 \quad (7.25)$$

Die geometrische Ersatzimperfection kann aus Gleichung (7.25) zu Gleichung (7.26) bestimmt werden. Der Wert 6,26 ergibt sich analytisch aus Gleichung (7.25).

$$e_{0,w} \leq \left(\frac{N_{Rd}}{N_{w,cr}} - 0,61 \right) \cdot \frac{t}{6,26} \quad (7.26)$$

In Kapitel 7.6 wird mit Gleichung (7.44) eine alternative schlankheitsabhängige Formulierung für die Ersatzimperfection $e_{0,w}$ hergeleitet. An dieser Stelle wird jedoch zunächst die einfach zu handhabende Formulierung der Gleichung (7.26) vorgezogen.

Die äquivalente Ersatzimperfection wird fiktiv zur Berücksichtigung nicht vermeidbarer herstellungsbedingter geometrischer und struktureller Imperfektionen angesetzt. Solche Imperfektionen können

- geometrische Imperfektionen der Deckbleche,
- Haftungsimperfektionen des Deckbleches am Schaumkern oder
- Schaumkernimperfektionen sein.

In [57] haben *Wolters et al.* gezeigt, dass für rein druckbeanspruchte Deckbleche, ohne zusätzliche Lasteinleitung, die zu erwartenden geometrischen Imperfektionen aufgrund der hohen Herstellungsgenauigkeit eher gering sind. Von entscheidender Bedeutung sind jedoch Fehlstellen der Haftung zwischen Deckblech und Schaumkern sowie Unschärfen in der Qualität des Schaumkerns. An dieser Stelle soll daher eine äquivalente geometrische Ersatzimperfection angegeben werden, die sämtliche Imperfektionen in Form einer geometrischen Imperfektion umfasst.

Ist die geometrische Ersatzimperfection e_0 nach Gleichung (7.26) bekannt, kann ein Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung mit dem in der Sandwichbauweise bewährten Sicherheitsniveau geführt werden. Die Knittertraglast des Sandwichdeckbleches lässt sich mit Gleichung (7.23) berechnen. Dies kann entweder numerisch auf implizite Weise geschehen oder durch Auflösen der quadratischen Gleichung nach der unbekannt maximal aufnehmbaren Normalkraft N_{Ed} , die im Grenzzustand der Tragfähigkeit gleich der aufnehmbaren Knitterlast $N_{w,Ed}$ des Deckbleches ist.

Der große Vorteil der soweit hergeleiteten Berechnungsmethode gegenüber dem Vorgehen über pauschale Abminderungen (61%), die ja so weit zu identischen

Ergebnissen führen, liegt in der Möglichkeit zur Implementierung weiterer Ersatzimperfectionen, die den Einfluss der lokalen Lasteinleitung auf Knittertragfähigkeit abbilden können. Diese werden in den folgenden Kapiteln hergeleitet.

7.3 Entwicklung äquivalenter Ersatzimperfectionen für die punktuelle Lasteinleitung

In Kapitel 7.2 wurde gezeigt, dass sich die Traglast eines Sandwichdeckbleches gegenüber einem Knitterversagen analytisch in ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung überführen lässt. Die dazu notwendigerweise anzusetzenden Ersatzimperfectionen sollen im Rahmen dieser Arbeit so gewählt werden, dass das in der Sandwichbauweise übliche Sicherheitsniveau erhalten bleibt. Daraus resultiert eine äquivalente geometrische Ersatzimperfection für den durch Lasteinleitung ungestörten Fall nach Gleichung (7.26).

Tritt nun zusätzlich eine Beeinflussung der Knittertraglast durch eine senkrechte Lasteinleitung auf, so kann dies durch die Berücksichtigung zusätzlicher äquivalenter geometrischer Ersatzimperfectionen erfolgen. An den Stellen lokaler Lasteinleitung, entweder am Linienauflager oder an punktuellen Befestigungen, wird das Deckblech lokal verformt. Dies führt zu einer Reduktion der Knittertragfähigkeit des Deckbleches an der Lasteinleitungsstelle. Abhängig von den tatsächlichen Verformungen des Deckbleches infolge lokaler Lasteinleitung werden in diesem Kapitel äquivalente geometrische Ersatzimperfectionen hergeleitet, durch welche die Reduktion der Knittertragfähigkeit erfasst werden kann.

Die grundlegende Idee zur Ermittlung der notwendigen geometrischen Ersatzimperfection ist die simple Addition der geometrischen Ersatzimperfection $e_{0,w}$ für den ungestörten Fall ohne Lasteinleitung nach Gleichung (7.26) mit einer zusätzlichen geometrischen Ersatzimperfection $e_{0,L}$ zur Berücksichtigung des Einflusses der Lasteinleitung, siehe Gleichung (7.27). Auf diese Weise werden sowohl die unvermeidlichen herstellungsbedingten geometrischen und strukturellen Imperfectionen als auch die lokale Lastverformung berücksichtigt. Die in dieser Arbeit vorgestellte Berechnung der Verformung an der Lasteinleitungsstelle, siehe Kapitel 3, ermöglicht es dabei die geometrische Ersatzimperfection für die Lasteinleitung in direkter Abhängigkeit zur tatsächlichen Verformung des Deckbleches zu bestimmen.

$$e_{0,ges} = e_{0,w} + e_{0,L} \quad (7.27)$$

In den experimentellen Untersuchungen, siehe Kapitel 3.5, hat sich gezeigt, dass die Knittertragfähigkeit der Probekörper von der Anzahl der verwendeten

Schrauben beziehungsweise der Breite des verwendeten Druckstempels abhängt. Bei der Erhöhung der Schraubenanzahl oder der Vergrößerung der Breite des Druckstempels ändert sich bei gleich bleibender äußerer Gesamlast die Druckkraft, die pro Schraube übertragen wird. Dadurch verändert sich auch die lokale Eindrückung des Deckbleches infolge der durch die Schraube übertragenen Last. Man kann zunächst vereinfachend davon ausgehen, dass eine Erhöhung der Lasteinleitungsfläche zu einer linearen Abnahme der übertragenen Druckspannung an der Lasteinleitung führt. Beispielsweise wird sich bei einer Verdoppelung der Schraubenanzahl die zu übertragene Kraft je Schraube halbieren. Da die äußere Gesamlast unverändert bleibt, bleibt auch die globale Biegemomentenbeanspruchung des Sandwichelementes und damit die resultierende Biegedruckspannungsbeanspruchung des knitternden Deckbleches unverändert. Gedanklich würde sich also die lokale Verformung bei einer Erhöhung der Schraubenanzahl verringern, was sich günstig auf die Knittertragfähigkeit auswirken müsste. Dies ist jedoch nicht der Fall. Ganz im Gegenteil führt die Erhöhung der Schraubenanzahl zu einer Reduktion der Knittertragfähigkeit. Dies liegt an einer zusätzlichen ungünstigen Beeinflussung durch die enge Schraubenreihe. Dies muss durch einen Formbeiwert bei der Bestimmung der geometrischen Ersatzimperfektion im Folgenden berücksichtigt werden.

Für die in Kapitel 3.5 dargestellten Versuchsergebnisse lässt sich die erforderliche notwendige geometrische Ersatzimperfektion $e_{0,ges}$ aus Gleichung (7.23) errechnen. Dabei werden die aus den Versuchen bekannten Traglasten in Gleichung (7.23) eingesetzt und nach e_0 aufgelöst, so dass sich Gleichung (7.28) ergibt.

$$e_{0,ges} = \left(1 - \frac{N_{w,Ed}}{N_{Rd}}\right) \cdot \left(\frac{M_{pl,Rd}}{N_{w,Ed}}\right) \cdot \left(1 - \frac{N_{w,Ed}}{N_{cr}}\right) \quad (7.28)$$

Berücksichtigt man nun, dass die grundlegende geometrische Ersatzimperfektion $e_{0,w}$ für den von Lasteinleitung ungestörten Fall nach Gleichung (7.26) bekannt ist, so lässt sich für die durchgeführten Versuche die zusätzlich erforderliche geometrische Ersatzimperfektion infolge Lasteinleitung durch Einsetzen der Gleichungen (7.28) und (7.26) in Gleichung (7.27) zu Gleichung (7.29) errechnen.

$$e_{0,l} = e_{0,ges} - e_{0,w} \quad (7.29)$$

Ebenso kann die tatsächliche Verformung w_0 des Deckbleches unter lokaler Lasteinleitung durch das Berechnungsverfahren nach Kapitel 4 bestimmt werden. An dieser Stelle wird nun der Hilfsbeiwert ζ eingeführt, welcher den Quotienten

7.3 Entwicklung äquivalenter Ersatzimperfectionen für die punktuelle Lasteinleitung

aus tatsächlicher lokaler Lastverformung w_0 und äquivalenter geometrischer Ersatzimperfection infolge Lasteinleitung $e_{0,L}$ darstellt. Mit Hilfe dieses Parameters soll aus der tatsächlichen Verformung die geometrische Ersatzimperfection errechnet werden. Man kann ζ auch als den zuvor benannten Formbeiwert ansehen, welcher die tatsächliche lokale Verformung des Deckbleches in eine für das Knittern maßgebende Vorverformung überführt.

$$\zeta = \frac{w_0}{e_{0,L}} \quad (7.30)$$

In Bild 7.2 sind die tatsächliche lokale Lastverformung w_0 und die aus den Versuchen mit Gleichung (7.29) bestimmbaren erforderlichen geometrischen Ersatzimperfectionen für die durchgeführten Versuche einander gegenübergestellt. Da die Knittertragfähigkeit mit steigender Schraubenanzahl und engerem Schraubenabstand abfällt, erhöht sich die erforderliche Ersatzimperfection. Die erforderliche Ersatzimperfection steigt also mit zunehmender Schraubenanzahl, obwohl die lokale Eindrückung des Deckbleches an den einzelnen Lasteinleitungsstellen abfällt. Die geometrische Ersatzimperfection zur Berücksichtigung der lokalen Lasteinleitung hängt also ganz wesentlich vom Abstand der Schrauben L_S ab.

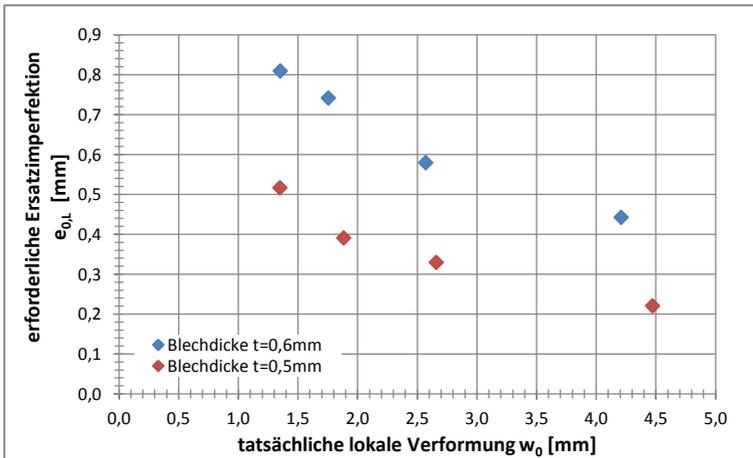


Bild 7.2: Lokale Verformung infolge Lasteinleitung gegenüber der aus den Versuchen (Versuchsreihe 5) als erforderlich bestimmten Ersatzimperfection für die Lasteinleitung

Da sich in den experimentellen Untersuchungen gezeigt hat, dass die Anzahl der Schrauben beziehungsweise vielmehr der Schraubenabstand L_S als der zentrale

Einflussparameter auf die Knittertragfähigkeit angesehen werden kann, ist in Bild 7.3 der Formbeiwert ζ gegenüber dem Schraubenabstand aufgetragen.

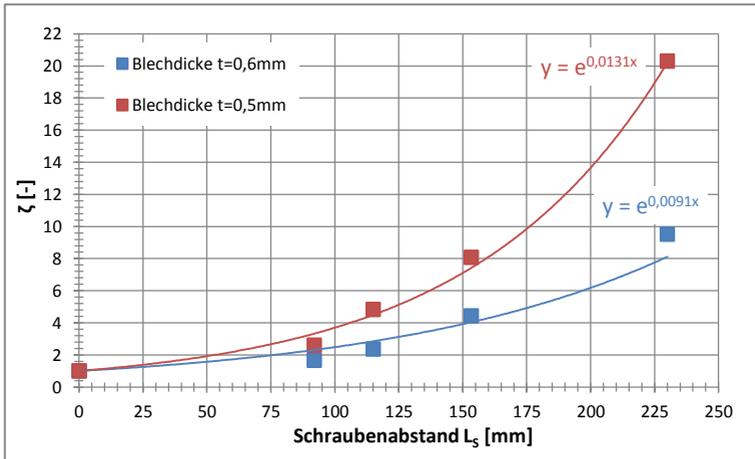


Bild 7.3: Erforderlicher Faktor ζ für die Nachrechnung der durchgeführten Versuche (Versuchsreihe 5)

Man erkennt in Bild 7.3, dass die Abhängigkeit des Faktors ζ vom Schraubenabstand L_s in guter Näherung durch eine Exponentialfunktion beschrieben werden kann. Für die beiden unterschiedlichen, getesteten Sandwichelemente von 0,6mm und 0,5mm Blechdicke ergeben sich dabei unterschiedliche Steigungen. Unabhängig von der Blechdicke ist es gerechtfertigt die Exponentialfunktion derart anzusetzen, dass der Verhältniswert ζ bei einem unendlich klein werdenden Schraubenabstand gegen den Grenzwert von $\zeta=1$ konvergiert. Damit ist für den Fall eines gegen null tendierenden Schraubenabstandes keine Beeinflussung der Ersatzimperfection $e_{0,L}$ durch den Schraubenabstand mehr zu erwarten. Dies ist insofern anschaulich nachzuvollziehen, als dass bei einem sehr geringen Schraubenabstand die Schraubenreihe wie ein linienförmiges Auflager wirkt.

In Anlehnung an die Formulierung aus Kapitel 5 wird neben der Deckblechdicke t auch der E-Modul des Schaumkerns bei der Bestimmung der Steigung der Exponentialfunktion für den Faktor ζ berücksichtigt. Zur Bestimmung des Faktors ζ kann Gleichung (7.31) vorgeschlagen werden.

$$\zeta = f(L_s, t, E_c) = e^{\left(0,002 \frac{E_c \cdot L_s}{t}\right)} \quad (7.31)$$

7.4 Entwicklung äquivalenter Ersatzimperfectionen für die linienförmige Lasteinleitung

Der in Gleichung (7.31) definierte Vorfaktor von 0,002 ist das Ergebnis empirischer Analysen selbst durchgeführter Versuche, siehe Kapitel 3.5, als auch extern von *Berner* durchgeführter Versuche, welche in [5] dokumentiert sind. Der Faktor ζ muss nach Gleichung (7.30) einheitenlos sein. Die Eingangswerte in Gleichung (7.31) sind in [N] und [mm] einzusetzen. Für die äquivalente geometrische Ersatzimperfection infolge Lasteinleitung gilt also Gleichung (7.32)

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e} \left(0,002 \frac{E_c \cdot L_s}{t} \right) \quad (7.32)$$

Vergleicht man die mittels Gleichung (7.32) errechneten Werte für die äquivalente Ersatzimperfection mit den aus den Versuchen rechnerisch erforderlichen Werten, so ergeben sich gute Übereinstimmungen. In Tabelle 7.1 sind die Rechenergebnisse zusammengefasst. Die lokale Lastverformung w_0 wurde mit dem in dieser Arbeit entwickelten Verfahren berechnet, siehe Kapitel 5. Alle notwendigen Eingangswerte zur Bestimmung des Faktors ζ sind in Tabelle 3.18 zu finden.

Tabelle 7.1: Zusammenstellung der rechnerisch ermittelten Ersatzimperfectionen $e_{0,ges}$ und der aus den Versuchen theoretisch erforderlichen Ersatzimperfectionen $erf e_{0,test}$ für die punktuelle Lasteinleitung

VK #	w_0 [mm]	ζ [-] Gl. (7.31)	$e_{0,L}$ [mm] Gl. (7.32)	$e_{0,w}$ [mm] Gl. (7.26)	$e_{0,ges}$ [mm] Gl. (7.27)	$erf e_{0,test}$ [mm]	$e_{0,ges} / erf e_{0,test}$ [-]
5.7.4	4,21	14,634	0,288	0,364	0,808	0,807	0,81
5.7.6	2,57	5,983	0,430	0,364	0,841	0,944	0,84
5.7.8	1,76	3,825	0,459	0,364	0,745	1,106	0,74
5.7.10	1,35	2,925	0,463	0,364	0,705	1,173	0,70
5.9.4	4,47	25,028	0,179	0,230	0,907	0,450	0,91
5.9.6	2,66	8,556	0,311	0,230	0,967	0,559	0,97
5.9.8	1,88	5,003	0,377	0,230	0,978	0,620	0,98
5.9.10	1,35	3,626	0,373	0,230	0,807	0,746	0,81
						Mittelwert [-]	0,84
						s [-]	0,12

Man erkennt aus Tabelle 7.1, dass der entwickelte Ansatz zur Berechnung von Ersatzimperfectionen in guter Näherung zu den aus den Versuchen zurückgerechneten erforderlichen Ersatzimperfectionen liegt.

7.4 Entwicklung äquivalenter Ersatzimperfectionen für die linienförmige Lasteinleitung

Im vorherigen Kapitel wurde ein Verfahren entwickelt, welches es ermöglicht aus den tatsächlichen Verformungen bei punktueller Lasteinleitung eine äquivalente geometrische Ersatzimperfection für das Knitterversagen zu berechnen. Dabei hat

sich gezeigt, dass es Randbedingungen gibt, wie zum Beispiel den Schraubenabstand, die einen wesentlichen Einfluss auf das Verhältnis von lokaler Lastverformung und äquivalenter Ersatzimperfektion haben. Bei der punktuellen Lasteinleitung über Schrauben ist es anschaulich nachvollziehbar, dass die anzusetzenden Ersatzimperfektion ungleich der Verformung des Deckbleches unterhalb der Lasteinleitung ist. Bei der linienförmigen Lasteinleitung ist es jedoch ebenfalls so, dass die lokale Verformung quantitativ nicht identisch zur anzusetzenden Imperfektion ist.

Die Herleitung für den Formfaktor ζ kann analog zur punktuellen Lasteinleitung auch auf die linienförmige Lasteinleitung übertragen werden. Dazu wird an dieser Stelle der Formbeiwert ξ eingeführt, analog zu Gleichung (7.30).

$$\xi = \frac{w_0}{e_{0,L}} \quad (7.33)$$

Die durchgeführten Versuche zeigen, dass die Knittertragfähigkeit vor allem von der Breite des Druckstempels abhängt. Dies kann zu einem großen Teil darauf zurückgeführt werden, dass mit schmalerem Druckstempel die lokale Eindrückung des Deckbleches größer wird. Da die tatsächliche lokale Verformung w_0 in die Berechnung der Ersatzimperfektion eingeht, wird dies bereits berücksichtigt. Aus den Versuchsdaten kann, wie bei der punktuellen Lasteinleitung, die erforderliche Ersatzimperfektion mit Hilfe der Gleichungen (7.26), (7.28) und (7.29) zurückgerechnet werden. Der Vergleich dieser erforderlichen Ersatzimperfektion mit der tatsächlich vorhandenen lokalen Eindrückung zeigt jedoch, dass die Zunahme der lokalen Deckblechverformung w_0 bei kleiner werdender Stempelbreite nicht die einzige Begründung für die Abnahme der Knittertragfähigkeit sein kann. Der Formbeiwert ξ ist also nicht konstant, vielmehr lässt sich die Exponentialfunktion aus Gleichung (7.31) auch zur Beschreibung des Faktors ξ in Abhängigkeit von der Stempelbreite B_s nutzen. Gleichung (7.34) zeigt die Funktion zur Beschreibung des Formbeiwertes ξ , die auf den durchgeführten Versuchen basiert.

$$\xi = f(B_s, t, E_c) = e^{\left(0,007 \frac{E_c \cdot B_s}{t}\right)} \quad (7.34)$$

Die geometrische Ersatzimperfektion zur Berücksichtigung einer linienförmigen Lasteinleitung ist demnach mittels Gleichung (7.35) zu bestimmen.

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e^{\left(0,007 \frac{E_c \cdot B_s}{t}\right)}} \quad (7.35)$$

Berechnet man die Ersatzimperfectionen mit Gleichung (7.34) und vergleicht diese mit der erforderlichen Ersatzimperfection aus den durchgeführten Versuchen, so ergibt sich eine gute Übereinstimmungen der Ergebnisse. Die lokale Eindrückung w_0 wurde mit dem in dieser Arbeit entwickelten Ansatz nach Kapitel 6 in Abhängigkeit von der äußeren Last F nach Gleichung (6.4) bestimmt. Eine Zusammenfassung der Vergleichsrechnung ist in Tabelle 7.2 zu finden.

Tabelle 7.2: Zusammenstellung der rechnerisch ermittelten Ersatzimperfectionen $e_{0,ges}$ und der aus den Versuchen theoretisch erforderlichen Ersatzimperfectionen $erf e_{0,test}$ für die linienförmige Lasteinleitung

VK #	w_0 [mm]	ξ [-] Gl. (7.34)	$e_{0,l}$ [mm] Gl. (7.35)	$e_{0,w}$ [mm] Gl. (7.26)	$e_{0,ges}$ [mm] Gl. (7.27)	erf $e_{0,Versuch}$ [mm]	$e_{0,ges} /$ $erf e_{0,test}$ [-]
6.7.60	1,70	11,588	0,147	0,364	0,511	0,451	1,13
6.7.10	1,51	1,504	1,001	0,364	1,366	1,284	1,06
6.9.60	1,52	18,916	0,080	0,230	0,310	0,270	1,15
6.9.10	1,38	1,632	0,847	0,230	1,077	0,806	1,34
						Mittelwert [-]	1,08
						s [-]	0,24

Die Gleichungen (7.31) und (7.34) unterscheiden sich lediglich in der Wahl des empirisch ermittelten Vorfaktors von 0,002 beziehungsweise 0,007. Beide Funktionen ergeben bei einer Stempelbreite B_s beziehungsweise einem Schraubenabstand L_s von null einen Formbeiwert von eins. Damit ist jeweils auch der Übergang im Grenzbereich gewährleistet, denn eine unendlich dichte Schraubenreihe kann als Linienlast angesehen werden.

$$\zeta(L_s = 0) = \xi(B_s = 0) = 1,0 \tag{7.36}$$

Für eine Stempelbreite von null entspricht die Größe der tatsächlichen lokalen Lastverformung also auch der Größe der anzusetzenden geometrischen Ersatzimperfection. Im Rahmen der numerischen Untersuchungen konnte in Kapitel 4.5.2.2 gezeigt werden, dass die maßgebende Vorverformung der lokalen linienförmigen elastischen Eindrückung entspricht. Die maßgebende Vorverformung entspricht also genau der lokalen Eindrückung einer unendlich engen Schraubenreihe beziehungsweise einer linienförmigen Lasteinleitung mit einer Stempelbreite von null. Der Grenzfall nach Gleichung (7.36) in dem sich also die punktuelle und linienförmige Lasteinleitung treffen, entspricht der minimalen Tragfähigkeit, welche für beide Lasteinleitungsarten damit gleich groß ist. Auf diesen Zusammenhang wird im folgenden Kapitel noch vertiefend eingegangen.

7.5 Vergleichsrechnungen

7.5.1 Überprüfung auf Plausibilität in den Grenzbereichen

Mit den in Kapitel 7.3 und 7.4 hergeleiteten Ansätzen für Ersatzimperfektionen lässt sich der Knitternachweis unter Berücksichtigung einer Lasteinleitung durch einen Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung führen. Damit ist ein Werkzeug vorhanden, mit dem zum Beispiel der Frage nachgegangen werden kann, welchen Einfluss der Schraubenabstand L_s und die Stempelbreite B_s auf die Knittertragfähigkeit haben. Die Versuche haben bereits den Schluss nahegelegt, dass diese beiden Faktoren einen wesentlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit haben, die genauen Auswirkungen sollen in diesem Kapitel diskutiert werden.

In Bild 7.4 ist zu erkennen, wie sich die geometrische Ersatzimperfektion $e_{0,L}$ in Abhängigkeit vom Schraubenabstand L_s aus der tatsächlichen lokalen Verformung w_0 nach Gleichung (7.32) errechnet. Es wird angenommen, dass sich die äußere Gesamtlast gleichmäßig auf die vorhandenen Schrauben aufteilt. Da die lokale Verformung w_0 linear abhängig ist von der Schraubenkraft, nimmt die lokale Verformung bei zunehmender Schraubenanzahl ab. Nicht lineare Effekte durch eine gegenseitige Beeinflussung der punktuellen Verformungstrichter werden nach Kapitel 4 nicht berücksichtigt. Baupraktisch ist dieser Grenzbereich zwar nicht von Bedeutung, da eine unendlich dichte Anordnung von Schrauben nicht vorkommt, trotzdem soll die Konsistenz des Verfahrens auch im Grenzbereich sichergestellt sein.

$$\lim_{L_s \rightarrow 0} w_0 = 0 \quad \Rightarrow \quad \lim_{w_0 \rightarrow 0} e_{0,L} = 0 \quad (7.37)$$

Die lokale Verformung w_0 hängt also linear vom Schraubenabstand L_s ab, siehe Bild 7.4. Wird die Ersatzimperfektion $e_{0,L}$ aus der Verformung w_0 mit dem Formfaktor ζ nach Gleichung (7.31) berechnet, so ergibt sich im Grenzfall $L_s \rightarrow 0$ zunächst eine Ersatzimperfektion von null. Dies ist offensichtlich nicht richtig und wird durch ein zusätzliches Grenzkriterium berücksichtigt.

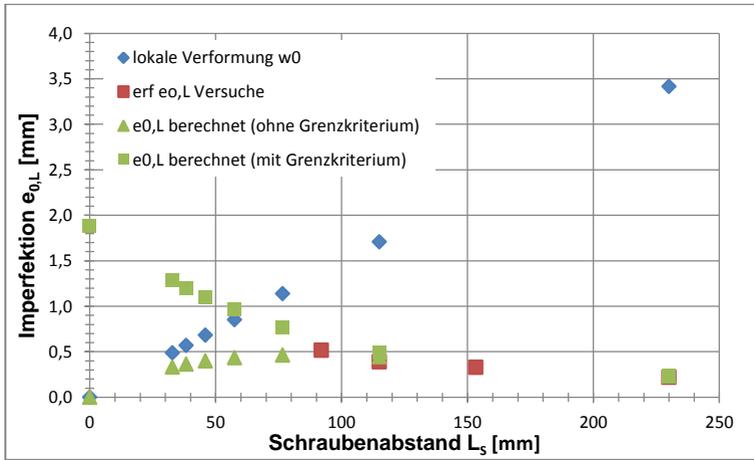


Bild 7.4: Abhängigkeit von lokaler Verformung w_0 und Ersatzimperfection $e_{0,L}$

Soll die Knittertragfähigkeit auch im Grenzfall eines gegen null gehenden Schraubenabstandes L_S sinnvoll berechnet werden, muss die vorhandene Verformung w_0 auch für baupraktisch eigentlich nicht relevante, sehr geringe Schraubenabstände bestimmt werden können. Der Fehler liegt in der Berechnung der lokalen Verformung w_0 bei sehr engen Schraubenabständen. Wenn die Schraubenanzahl gegen unendlich geht, wird die punktuelle Lasteinleitung einer linienförmigen Lasteinleitung entsprechen. Dies wird bei der Berechnung des Faktors ζ auch berücksichtigt. Bei der Berechnung von $e_{0,L}$ muss jedoch für sehr geringe Schraubenabstände – im Rahmen dieser Arbeit wird $L_S < 50\text{mm}$ gewählt – eine Mindestverformung w_0 entsprechend der linienförmigen Lasteinleitung mit einer Stempelbreite $B_S = 0\text{mm}$ angesetzt werden.

$$w_{0,\min} = w_0(B_S = 0) \quad \text{für } L_S < 50\text{mm} \quad (7.38)$$

Berücksichtigt man dieses Grenzkriterium bei der Berechnung der lokalen Verformung w_0 , so ergibt sich für einen Schraubenabstand kleiner 50mm, dass die lokale Verformung w_0 konstant bleibt und nicht gegen null geht. Dadurch kann die geometrische Ersatzimperfection nach Gleichung (7.32) richtig bestimmt werden. Die Ersatzimperfectionen unter Berücksichtigung dieses Grenzkriteriums sind ebenfalls in Bild 7.4 dargestellt.

In Abhängigkeit vom Schraubenabstand und der Stempelbreite soll im Folgenden der Einfluss der Lasteinleitung auf die Knittertragfähigkeit diskutiert werden. In Bild 7.5 sind Knittertragfähigkeiten für einen variierenden Schraubenabstand L_S

und eine variierende Stempelbreite B_S zu sehen, wobei zwei Effekte zu beobachten sind, die im Folgenden näher erläutert werden.

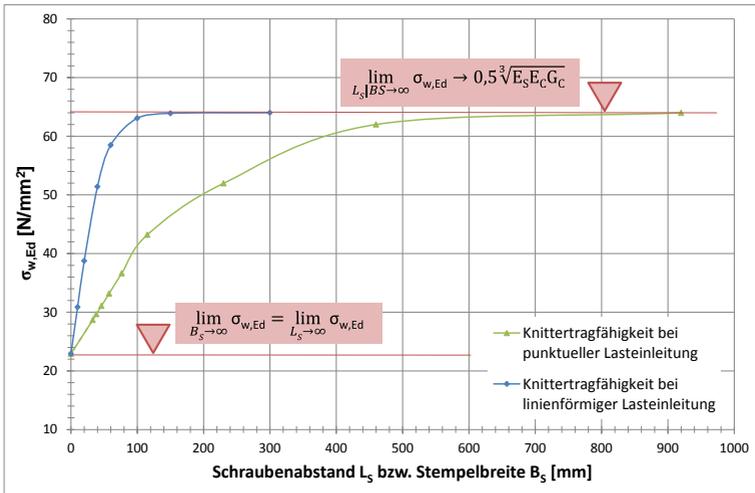


Bild 7.5: Knittertragfähigkeit in Abhängigkeit von Schraubenabstand und Stempelbreite

Im Grenzfall $L_S=B_S=0$ treffen sich die beiden Tragfähigkeitskurven und die Knittertragfähigkeit ist identisch. Wie zuvor diskutiert, wird bei der punktuellen Eindrückung $w_0(L_S=0)$ eine Mindestverformung identisch zur linienförmigen Eindrückung $w_0(B_S=0)$ berücksichtigt. Für die Formfaktoren der punktuellen und linienförmigen Lasteinleitung gilt $\zeta=\xi=1,0$ womit die vorhandene lokale Verformung w_0 identisch zur anzusetzenden lastbedingten Ersatzimperfektion $e_{0,L}$ ist.

$$\lim_{L_S \rightarrow 0} \zeta = 1,0 \Rightarrow \sigma_{w,Ed}(L_S \rightarrow 0) \equiv \sigma_{w,Ed}(B_S \rightarrow 0) \leq 1,0 = \xi \lim_{B_S \rightarrow 0} \quad (7.39)$$

Die Größe der gemeinsamen Untergrenze für die Knittertragfähigkeit ist zwar für beide Lasteinleitungsformen identisch, jedoch ist diese zunächst unbekannt und muss in Abhängigkeit von der lokalen Verformung w_0 berechnet werden.

Im Grenzfall $L_S=B_S \rightarrow \infty$ tendieren die Knittertragfähigkeiten erneut gegen einen gemeinsamen Grenzwert. In dem Fall gegen eine gemeinsame Obergrenze. Sowohl bei der linienförmigen Lasteinleitung als auch bei der punktuellen Lasteinleitung gilt, dass ab einer ausreichend großen Stempelbreite beziehungsweise Schraubenabstand die Knittertragfähigkeit gegen einen

konstanten Wert konvergiert, bei dem die Knittertragfähigkeit nicht mehr durch die Lasteinleitung gestört wird.

Nach Gleichung (7.27) setzt sich die zu berücksichtigende äquivalente Ersatzimperfection aus der geometrischen Ersatzimperfection für den von Lasteinleitung ungestörten Fall $e_{0,w}$ und einem Anteil für die Lasteinleitung $e_{0,L}$ zusammen. Für große Stempelbreiten und große Schraubenabstände gehen die beiden zugehörigen Formfaktoren ζ und ξ zur Berechnung der Ersatzimperfection für die Lasteinleitung gegen unendlich. Damit tendiert die entsprechende Ersatzimperfection $e_{0,L}$ nach den Gleichungen (7.40) und (7.41) gegen null. Die anzusetzende Imperfection $e_{0,ges}$ setzt sich dann lediglich aus der grundlegenden Ersatzimperfection $e_{0,w}$ nach Gleichung (7.26) zusammen. Da die Ersatzimperfection $e_{0,w}$ aber unabhängig von der Lasteinleitung ist, ergibt sich auch die Knittertragfähigkeit in diesem Grenzfall unabhängig von der Lasteinleitung.

$$\lim_{L_s \rightarrow \infty} \zeta = \infty \Rightarrow e_{0,L} = 0 \Rightarrow e_{0,ges} = e_{0,w} \quad (7.40)$$

$$\lim_{B_s \rightarrow \infty} \xi = \infty \Rightarrow e_{0,L} = 0 \Rightarrow e_{0,ges} = e_{0,w} \quad (7.41)$$

Aus Gleichung (7.40) und (7.41) folgt also, dass die Knittertragfähigkeit bei punktueller und linienförmiger Lasteinleitung gegen die Grundtragfähigkeit eines von Lasteinleitung ungestörten Deckbleches tendieren, siehe Gleichung (7.42).

$$\Rightarrow \lim_{L_s \rightarrow \infty} \sigma_{w,Ed} = 0,5 \cdot \sqrt[3]{E_s \cdot E_C \cdot G_C} = \sigma_{w,Ed} \lim_{B_s \rightarrow \infty} \quad (7.42)$$

Damit konnte gezeigt werden, dass die hier entwickelten Ersatzimperfectionen auch in den Grenzübergängen zu mechanisch sinnvollen Ergebnissen führen. Unabhängig davon, ob diese Grenzbetrachtungen für eine baupraktische Anwendung überhaupt relevant sind, untermauern sie die Vorgehensweise des hier entwickelten Bemessungsansatzes.

7.5.2 Vergleichsrechnung von Versuchen mit punktueller Lasteinleitung

Nachdem sich bestätigt hat, dass es mit Gleichung (7.32) möglich ist die Ersatzimperfectionen zur Berücksichtigung der lokalen Lasteinleitung an einem Ersatzknickstab zu berechnen, können im nächsten Schritt die Traglasten des Ersatzstabes nach Theorie II. Ordnung entsprechend Gleichung (7.23) bestimmt werden. Dazu wird die gesamte Ersatzimperfection entsprechend den Gleichungen (7.26), (7.27) und (7.32) berechnet und in Gleichung (7.23)

eingesetzt. Durch Auflösen nach dem noch unbekanntem $N_{w,Ed}$ lässt sich die maximale Traglast somit errechnen. Eine Zusammenstellung der errechneten Knittertragfähigkeiten mit den aus den Versuchen experimentell bestimmten Tragfähigkeiten ist in Tabelle 7.3 zu finden. Die in Gleichung (7.23) dargestellte Knittertraglast $N_{w,Ed}$ wird in die zugehörige Knitterspannung $\sigma_{w,Ed} = N_{w,Ed} / (t \cdot b)$ umgerechnet.

Die lokale Verformung w_0 , welche der Bestimmung der Ersatzimperfection zugrunde liegt, wurde nach Kapitel 5 für die in den Versuchen gemessene äußere Last F berechnet. Auf eine Iteration der Ergebnisse wurde im Rahmen dieser Vergleichsrechnung verzichtet.

Tabelle 7.3: Zusammenstellung der rechnerisch ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,Ed}$ und der aus den Versuchen ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,test}$ für die punktuelle Lasteinleitung

VK #	d [mm]	t [mm]	nSchrauben [Stck/m]	$e_{0,w}$ [mm] Gl. (7.26)	$w_{0,calc}$ [mm]	ζ Gl. (7.31) [-]	$e_{0,L}$ Gl. (7.32) [mm]	$e_{0,ges}$ Gl. (7.27) [mm]	$\sigma_{w,Ed}$ Gl. (7.23) [N/mm ²]	$\sigma_{w,test}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w,Ed} / \sigma_{w,test}$ [-]
5.7.4	60	0,6	4	0,364	4,211	14,634	0,288	0,652	49,84	44,64	1,12
5.7.6	60	0,6	6	0,364	2,572	5,983	0,430	0,794	45,02	40,89	1,10
5.7.8	60	0,6	8	0,364	1,756	3,825	0,459	0,823	44,15	37,22	1,19
5.7.10	60	0,6	10	0,364	1,354	2,925	0,463	0,827	44,03	35,88	1,23
5.9.4	60	0,5	4	0,230	4,474	25,028	0,179	0,409	50,27	47,92	1,05
5.9.6	60	0,5	6	0,230	2,662	8,556	0,311	0,541	43,54	42,77	1,02
5.9.8	60	0,5	8	0,230	1,884	5,003	0,377	0,606	40,88	40,36	1,01
5.9.10	60	0,5	10	0,230	1,351	3,626	0,373	0,602	41,04	36,17	1,13
Mittelwert [-]										1,11	
s [-]										0,08	

Der Ersatzstabnachweis nach Theorie II. Ordnung ist mit einer Abweichung von nur 11% in der Lage das Knitterversagen der experimentell untersuchten Sandwichelemente vorherzusagen. Unter Berücksichtigung statistischer Streuungen und unvermeidbarer Unschärfen in der Versuchsdurchführung ist dies als sehr geringe Abweichung einzustufen. Da das hier entwickelte Verfahren an den in Tabelle 7.3 dargestellten Versuchen kalibriert wurde, ist die gute Übereinstimmung zu erwarten gewesen. Aus diesem Grund werden zusätzliche Vergleichsrechnungen mit Versuchen angestellt, die unabhängig von dieser Arbeit durchgeführt wurden.

Neben den in Tabelle 7.3 aufgeführten acht Versuchen sind von Berner in [5] weitere dreißig Versuche dokumentiert, die zur Verifikation des hier vorgestellten Nachweiskonzeptes herangezogen werden können. Die in [5] dokumentierten Versuche dienen auch zur Entwicklung und Verifizierung des derzeitigen Nachweiskonzeptes der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung. Die Versuche von Berner wurden an nicht ausschließlich ebenen Sandwichelementen durchgeführt. Die verwendeten Probekörper weisen Profilierungen

unterschiedlicher Stärke auf. Das in dieser Arbeit entwickelte Nachweisverfahren, sowohl für die lokale Lasteinleitung als auch für die Interaktion mit einem Knitterversagen, ist jedoch unter der Voraussetzung ebener Deckbleche entwickelt worden. Ebenso ist die Grundgleichung (7.9) der Knittertragfähigkeit nach *Stamm/Witte* [47] streng genommen nur für ebene Deckbleche hergeleitet. Um die Versuchswerte trotzdem für einen Vergleich heranziehen zu können, werden zum einen die tatsächlichen Steifigkeiten der linierten Deckbleche berücksichtigt. Zum anderen wird ein Erhöhungsfaktor für die kritische linear-elastische Knittertragfähigkeit von 1,38 nach *Ewert et al.* [11] berücksichtigt. Auf diese Weise war es zumindest ansatzweise möglich das hier entwickelte Berechnungsverfahren zur Vergleichsrechnung der Versuche von *Berner* [5] zu nutzen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7.4 zusammengestellt.

Es zeigt sich, dass die errechneten Knitterspannungen im Mittel gute Übereinstimmungen zu den Versuchswerten aufweisen mit einer mittleren Abweichung von nur 11%. Auffällig ist jedoch die hohe Standardabweichung von 23%. Diese ist dadurch zu erklären, dass die vorhandene Profilierung der Deckbleche unterschiedlich stark ausgeprägt war. Versuche, die mit guter Übereinstimmung nachgerechnet werden konnten, weisen nur geringe Profilierungen der Deckbleche auf. Bei den Versuchen mit schlechteren Übereinstimmungen zeigte sich bei genauerer Betrachtung, dass diese deutlich höhere Deckblechprofilierungen aufweisen. Bei diesen Versuchskörpern stößt das hier vorgestellte Rechenverfahren an Anwendungsgrenzen. Betrachtet man die betreffenden Versuche als Ausreißer und vernachlässigt diese bei der Vergleichsrechnung, so ergibt sich eine deutlich geringere Standardabweichungen von ca. 12% (anstatt 23%), bei einer mittleren Abweichung von nur 1% (anstatt 11%). Dies kann unter Berücksichtigung unvermeidlicher Unschärfen in diesen extern durchgeführten Versuchen als sehr gute Übereinstimmung angesehen werden. In Bild 7.7 ist eine grafische Darstellung der unterschiedlichen Vergleichsrechnungen zu finden, in der die Versuche nach *Berner* entsprechend ihrer Profilierung unterschiedlich gekennzeichnet sind.

Zusätzlich zu den experimentellen Ergebnissen dieser Arbeit und denen von *Berner* wird eine Vergleichsrechnung des Berechnungsverfahrens mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der durchgeführten Parameterstudie, siehe Kapitel 4.5.3, durchgeführt. Ohne die Ergebnisse der FE-Parameterstudie hier im Detail zu präsentieren, kann festgehalten werden, dass die mittlere Abweichung der errechneten Traglasten zu den numerischen Traglasten bei 24,0% liegt mit einer Standardabweichung von 32,0%. Damit sind die Übereinstimmungen zu den numerischen Ergebnissen weniger gut, als zu den experimentellen.

Tabelle 7.4: Zusammenstellung der rechnerisch ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,Ed}$ und der aus den Versuchen nach Berner [5] ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,test}$ für die punktuelle Lasteinleitung

VK # [...]	$\sigma_{w,test}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w,Ed}$ Gl. (7.23) [N/mm ²]	$\sigma_{w,Ed} /$ $\sigma_{w,test}$ [-]
1	79,75	85,16	1,07
2	79,65	85,11	1,07
3	79,14	85,76	1,08
4	80,67	99,74	1,24
5	89,43	82,76	0,93
6	89,63	82,83	0,92
7	89,63	82,83	0,92
8	56,66	47,85	0,84
9	56,34	48,21	0,86
10	56,34	48,21	0,86
11***	71,30	43,07	0,60
12***	71,87	42,79	0,60
13***	69,83	43,37	0,62
14	105,11	97,12	0,92
15	109,49	95,87	0,88
16	93,64	96,33	1,03
17	89,69	98,21	1,09
18	89,63	98,20	1,10
19**	158,46	191,76	1,21
20**	146,59	135,95	0,93
21**	119,10	151,61	1,27
22**	74,00	97,32	1,32
23*	132,09	104,30	0,79
24*	127,25	78,30	0,62
25*	105,13	75,61	0,72
26*	59,69	54,31	0,91
27*	139,34	86,45	0,62
28*	129,67	58,52	0,45
29*	117,69	64,30	0,55
30*	62,23	41,07	0,66
		Mittelwert [-]	0,89
		s [-]	0,23

* Deckblechprofilierung bis 1,0mm

** Deckblechprofilierung bis 1,6mm

*** Sandwichelement in Negativlage getestet

Es ist zu vermuten, dass die freie Kombination von Eingangsparametern, E-Modul, Schubmodul und Festigkeit des Schaumkerns damit zusammenhängen. Die hier entwickelten Bemessungsansätze basieren auf der Annahme, dass der E-Modul und die Schaumkernfestigkeit in vergleichbaren Größenordnungen liegen. Dies ist in der Realität auch der Fall, da die Materialeigenschaften des PUR von dessen Dichte abhängen. In der FE-Parameterstudie wurden jedoch auch unrealistische

Kombinationen von E-Modul und Festigkeit berücksichtigt, zusätzlich wurde der Schubmodul konstant gehalten. Im Zuge vertiefender Forschungen sollte die Parameterstudie entsprechend angepasst und erweitert werden, um die Aussagefähigkeit der Ergebnisse weiter untersuchen zu können. Im hier vorliegenden Fall, werden daher auch die Ergebnisse der Kombination von maximalem E-Modul ($6,0\text{N/mm}^2$) und minimaler Festigkeit ($0,1\text{N/mm}^2$) nicht mit in die Vergleichsrechnung einbezogen. Eine vollständige Übersicht der Vergleichsrechnung ist in Anhang B.3 zu finden.

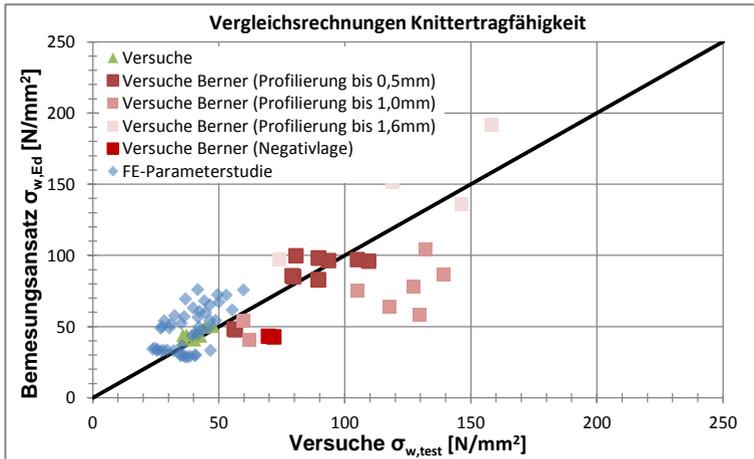


Bild 7.6: Vergleichsrechnung der Knittertragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung

Die hier vorgestellten Vergleichsrechnungen zeigen zusammenfassend noch gute Übereinstimmungen zu anderen Versuchen und der durchgeführten FE-Parameterstudie. Für die punktuelle Lasteinleitung kann das vorgestellte Ersatzstabverfahren nach Theorie II. Ordnung auf Grundlage der hier vorgestellten Ansätze für die Ersatzimperfektionen für den untersuchten Bereich verifiziert werden, wenn auch weitere Forschungstätigkeit bis zur Anwendungsreife notwendig ist.

7.5.3 Vergleichsrechnung von Versuchen mit linienförmiger Lasteinleitung

Mit dem in Kapitel 7.4 hergeleiteten Ansatz zur Bestimmung äquivalenter geometrischer Ersatzimperfektionen für das Knitterproblem mit linienförmiger Lasteinleitung kann ein Ersatzstabnachweis nach Theorie II. Ordnung für die in Kapitel 3.5 vorgestellten Versuche an linienförmig belasteten Elementen geführt werden. Eine entsprechende Übersicht der Vergleichsrechnungen zur maximalen Knittertragfähigkeit ist in Tabelle 7.5 zu finden. Dabei zeigt sich, dass die

experimentell ermittelten Knittertragfähigkeiten in guter Näherung berechnet werden können. Da es sich dabei jedoch nur um eine geringe Anzahl an Referenzversuchen handelt, wurden auch für die linienförmige Lasteinleitung weitere externe Versuche für eine Verifizierung herangezogen.

Tabelle 7.5: Zusammenstellung der rechnerisch ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,Ed}$ und der aus den Versuchen ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,test}$ für die linienförmige Lasteinleitung

VK #	d [mm]	t [mm]	B _s [mm]	e _{0,w} [mm] Gl. (7.26)	W _{0,calc} [mm]	ξ Gl. (7.34) [-]	e _{0,L} Gl. (7.35) [mm]	e _{0,ges} Gl. (7.27) [mm]	σ _{w,Ed} Gl. (7.23) [N/mm ²]	σ _{w,test} [N/mm ²]	σ _{w,Ed} / σ _{w,test} [-]
6.7.10	60	0,6	10	0,364	1,699	11,588	0,147	0,511	55,84	58,91	0,95
6.7.60	60	0,6	60	0,364	1,506	1,504	1,001	1,365	32,57	33,89	0,96
6.9.10	60	0,5	10	0,230	1,522	18,916	0,080	0,310	56,92	60,19	0,95
6.9.60	60	0,5	60	0,230	1,382	1,632	0,847	1,077	28,51	34,49	0,83
Mittelwert [-]										0,92	
s [-]										0,06	

Von *Berner* [5] wurden neben den Versuchen zur Knittertragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung auch Versuche mit linienförmiger Lasteinleitung durchgeführt. Insgesamt stehen 92 Versuche zur Verfügung, an denen die Knittertragfähigkeit mit einer linienförmigen Lasteinleitung am Zwischenaufleger ermittelt wurde. Teilweise wurden gleiche Versuchskörper wie bei der punktuellen Lasteinleitung verwendet. Die Problematik der profilierten Deckbleche ist daher auch an dieser Stelle gegeben und wird analog zur Vorgehensweise in Kapitel 7.5.2 behandelt. Eine Zusammenfassung der errechneten und experimentell ermittelten Knitterspannungen ist in Tabelle 7.6 zu finden.

Die in Kapitel 2.4.4 vorgestellten Versuche von *Schulz* [45] werden an dieser Stelle bewusst nicht zum Vergleich herangezogen, da diese mit Sandwichelementen durchgeführt wurden, die von der Herstellungsqualität nicht mit heutigen Elementen vergleichbar sind. Dies ist auch daran zu erkennen, dass das Knitterversagen bei *Schulz* andere Formen aufzeigte, als dies bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen der Fall war. *Schulz* selbst empfiehlt in [45] Abminderungen für die teilweise schlechte Qualität des Haftverbundes.

7.5 Vergleichsrechnungen

Tabelle 7.6: Zusammenstellung der rechnerisch ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,Ed}$ und der aus den Versuchen nach Berner [5] ermittelten Knittertragfähigkeiten $\sigma_{w,test}$ für die linienförmige Lasteinleitung

VK # [...]	$\sigma_{w,test}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w,Ed}$ Gl. (7.23) [N/mm ²]	$\sigma_{w,Ed} /$ $\sigma_{w,test}$ [-]
1	169,23	236,33	1,40
2	144,39	226,11	1,57
3	150,87	185,75	1,23
4	162,51	184,34	1,13
5	160,18	184,03	1,15
6	153,19	184,53	1,20
7	186,25	193,16	1,04
8	172,29	193,44	1,12
9	138,93	200,11	1,44
10	138,93	200,11	1,44
11	141,65	198,89	1,40
12	175,60	208,73	1,19
13	172,89	209,72	1,21
14	109,03	165,86	1,52
15	116,36	167,04	1,44
16	116,36	165,99	1,43
17	147,22	108,06	0,73
18	133,22	109,20	0,82
19	144,89	108,83	0,75
20	160,99	113,16	0,70
21	156,32	113,40	0,73
22	129,16	102,58	0,79
23	130,52	103,58	0,79
24	133,24	103,19	0,77
25	161,00	107,87	0,67
26	162,37	99,05	0,61
27	76,51	76,02	0,99
28	74,07	76,10	1,03
29	87,13	75,32	0,86
30	102,48	80,72	0,79
31	100,85	81,29	0,81
32	143,25	94,42	0,66
33	140,92	95,12	0,67
34	140,92	95,12	0,67
35	146,99	90,53	0,62
36	118,99	88,75	0,75
37	132,83	108,96	0,82
38	136,92	108,94	0,80
39	131,47	109,40	0,83
40	165,77	123,49	0,74
41	178,02	123,22	0,69
42	73,25	69,56	0,95
43	78,15	68,76	0,88
44	78,96	68,35	0,87
45	99,46	83,24	0,84
46	97,83	82,90	0,85
47	98,00	97,58	1,00
48	94,66	98,41	1,04
49	95,06	98,68	1,04
50	89,59	110,56	1,23
51	122,03	120,76	0,99
52	95,08	103,21	1,09
53	101,44	102,50	1,01
54	113,08	103,67	0,92
55	113,08	103,67	0,92
56	112,38	104,15	0,93
57	71,89	57,28	0,80
58	73,48	57,12	0,78
59	71,89	57,28	0,80
60	75,38	70,37	0,93
61	76,87	61,75	0,80
62	77,22	62,35	0,81
63	79,55	61,48	0,77
64	82,27	65,22	0,79
65	84,46	64,88	0,77
66	81,51	65,49	0,80
67	94,76	95,08	1,00
68	89,89	95,74	1,07
69	94,66	95,02	1,00
70	95,67	106,23	1,11
71	102,54	97,94	0,96
72	101,99	98,50	0,97
73	104,48	97,37	0,93
74	120,08	99,62	0,83
75	114,66	99,70	0,87
76	120,08	100,44	0,84
77	69,04	79,66	1,15
78	71,57	79,15	1,11
79	71,57	79,15	1,11
80	72,21	85,88	1,19
81	76,27	81,00	1,06
82	79,90	80,65	1,01
83	80,67	79,69	0,99
84	85,88	81,31	0,95
85	93,76	81,22	0,87
86	92,89	81,31	0,88
87	119,48	144,18	1,21
88	122,04	145,47	1,19
89	128,45	145,11	1,13
90	113,16	117,99	1,04
91	110,05	107,58	0,98
92	110,92	108,70	0,98
	Mittelwert [-]	0,97	
	s [-]	0,22	

VK 1-2 Profilierung bis 3,6mm | VK 3-16 Profilierung bis 1,6mm

VK 17-46 und 87-92 Profilierung bis 1,0mm | VK 47-86 Profilierung bis 0,5mm

Die in Tabelle 7.6 aufgeführten Traglasten weisen im Mittel gute Übereinstimmungen zu den experimentellen Untersuchungen auf. Eine mittlere Abweichung von nur 3% kann als sehr gut angesehen werden. Jedoch zeigt sich erneut, dass die Schwankungen mit einer Standardabweichung von 22% noch vergleichsweise hoch sind. Dies kann jedoch erneut durch die vorhandene Profilierung der Deckbleche erklärt werden. Die im Mittel gute Übereinstimmung der Ergebnisse ist in Bild 7.7 grafisch dargestellt. Man erkennt dort deutlich, dass die Genauigkeit der Rechenergebnisse von der Profilierung der Deckbleche abhängt. Je größer die Deckblechprofilierung, desto schlechter ist die Übereinstimmung der Rechenergebnisse.

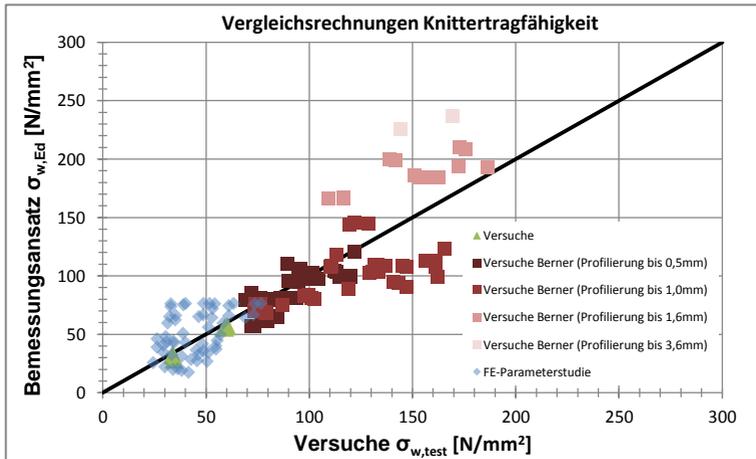


Bild 7.7: Vergleich der Knittertragfähigkeit bei linienförmiger Lasteinleitung

Auch der Vergleich der Rechenergebnisse mit den numerischen Knittertragfähigkeiten der FE-Parameterstudie zeigt akzeptable Übereinstimmungen. Die mittlere Übereinstimmung liegt bei 17,6% und damit in vergleichbarer Größenordnung wie die Ergebnisse zur punktuellen Lasteinleitung. Es zeigt sich aber auch hier wieder, dass die Standardabweichung vergleichsweise hoch ist, was wie bei der punktuellen Lasteinleitung durch die sehr breite Wahl an Eingangsparametern begründet werden kann.

Abschließend kann festgehalten werden, dass das vorgestellte Ersatzstabverfahren nach Theorie II. Ordnung anhand umfangreicher experimenteller Untersuchungen mit den hier entwickelten Ansätzen für Ersatzimperfektionen im baupraktischen Bereich verifiziert werden kann. Es ist also möglich das Knitterproblem als Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung zu lösen und dabei die traglastmindernden Effekte einer senkrecht zum Deckblech

wirkenden Lasteinleitung zu berücksichtigen. Die entsprechenden Ansatzfunktionen für die geometrischen Ersatzimperfectionen wurden in dieser Arbeit entwickelt. Im nächsten Kapitel folgt eine alternative Betrachtung des Knitterproblems über eine schlankheitsabhängige Knickspannungslinie.

7.6 Entwicklung einer Knickspannungslinie für das Knitterversagen

In den Kapiteln 7.1 bis 7.5 wurde ein Nachweisverfahren entwickelt, welches es ermöglicht den Nachweis eines druckbeanspruchten Deckbleches gegenüber einem Knitterversagen als Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung zu führen. Durch den Nachweis an einem Ersatzstab ist es unter Berücksichtigung von entsprechenden äquivalenten geometrischen Ersatzimperfectionen möglich den Einfluss einer lokalen Lasteinleitung zu erfassen. Alternativ zum Nachweis nach Theorie II. Ordnung können Stabilitätsnachweise nach *Eurocode 3* auch durch die europäischen Knickspannungslinien geführt werden. Diese Vorgehensweise hat sich in der Praxis wegen ihrer vergleichsweise einfachen Handhabbarkeit durchgesetzt. Wie dem zuvor entwickelten Spannungsnachweis für das Knittern liegt auch den europäischen Knickspannungslinien ein Ersatzstab mit äquivalenten geometrischen Ersatzimperfectionen zugrunde. Daher liegt es nahe das hier entwickelte Nachweisverfahren in Knickspannungslinien oder besser gesagt Knitterspannungslinien zu überführen. Einen entsprechenden Ansatz für axial belastete Sandwichelemente haben auch *Käpplein/Ummenhofer* in [23] verfolgt, wobei dabei das Stabilitätsversagen des Sandwichelementes infolge einer zusätzlichen äußeren Drucknormalkraft zu berücksichtigen war.

7.6.1 Knickspannungslinie für reine Druckbeanspruchung

Im Rahmen umfangreicher Untersuchungen wurden auf experimenteller und theoretischer Basis äquivalente geometrische Ersatzimperfectionen für die europäischen Knickspannungslinien hergeleitet, welche die Effekte aus geometrischen und materialbedingten Imperfectionen sowie aus Eigenspannungen berücksichtigen. Dazu wurde eine Vielzahl von Biegeknickversuchen an unterschiedlichen Profilen mit variierenden Biegeknickschlankheiten durchgeführt. Die Ersatzimperfectionen konnten so abhängig von der Profilform, der bezogenen Schlankheit λ und einer Grenzschlankheit λ_0 zur weithin bekannten Gleichung (7.43) definiert werden.

$$e_{o,d} = \eta \cdot \frac{M_{RK}}{N_{RK}} = \alpha \cdot (\lambda - \lambda_0) \cdot \frac{M_{RK}}{N_{RK}} \quad (7.43)$$

Die Grenzschlankheit liegt beim Biegeknicken bei $\lambda_0=0,2$, der Faktor α berücksichtigt die jeweilige Profilform und Ausweichrichtung. Durch die Variation des Faktors α unterscheiden sich die fünf unterschiedlichen Knickspannungslinien. Bestimmt man nun die anzusetzende geometrische Ersatzimperfection auf Grundlage von Gleichung (7.43), so erhält man die in Tabelle 7.7 zusammengefassten Werte.

Tabelle 7.7: Gegenüberstellung von Ersatzimperfectionen

VK #	f_y [N/mm ²]	$\sigma_{w,cr}$ [N/mm ²]	λ [-]	λ_0 [-]	α (KSL d) [-]	$e_{0,d}$ [mm]	$e_{0,test}$ [mm]	$e_{0,d}/e_{0,test}$ [-]	
5.7.4	462,5	104,92	2,10	0,20	0,76	0,22	0,81	0,27	
5.7.6	462,5	104,92	2,10	0,20	0,76	0,22	0,94	0,23	
5.7.8	462,5	104,92	2,10	0,20	0,76	0,22	1,11	0,20	
5.7.10	462,5	104,92	2,10	0,20	0,76	0,22	1,17	0,18	
5.9.4	365,7	104,92	1,87	0,20	0,76	0,16	0,45	0,35	
5.9.6	365,7	104,92	1,87	0,20	0,76	0,16	0,56	0,28	
5.9.8	365,7	104,92	1,87	0,20	0,76	0,16	0,62	0,26	
5.9.10	365,7	104,92	1,87	0,20	0,76	0,16	0,75	0,21	
							Mittelwert [-]	0,25	
							s [-]	0,05	

Obwohl bereits die konservativste Knickspannungslinie d gewählt wurde, liegen die berechneten Ersatzimperfectionen $e_{0,d}$ deutlich auf der unsicheren Seite. Zwar liegt die Knitterschlankheit aufgrund der geringen Verzweigungsspannung der Deckbleche vergleichsweise hoch, trotzdem sind die mit den Knickspannungslinien ermittelten Ersatzimperfectionen noch zu gering. Dies kann auch nicht alleine darauf zurückgeführt werden, dass die ungünstigen Effekte der Lasteinleitung noch unberücksichtigt sind. Auch wenn *Hassinen* in [13] die Verwendung der Knickspannungslinie b für profilierte Deckbleche vorschlägt, zeigt sich hier, dass für ebene Deckbleche die prinzipielle Grundimperfection $e_{0,d}$ – auch für den von Lasteinleitung ungestörten Fall – noch weit auf der unsicheren Seite liegt. Es ist daher notwendig eine neue Knickspannungslinie für das Knitterversagen zu entwickeln.

Für den von einer Lasteinleitung ungestörten Fall eines rein auf Druck beanspruchten Deckbleches kann die äquivalente Ersatzimperfection auf einfache Weise nach Gleichung (7.26) berechnet werden. Es ist aber alternativ auch möglich die Grundgleichung (7.25) nach der Ersatzimperfection aufzulösen, wobei eine schlankheitsabhängige Formulierung der Ersatzimperfection folgt, siehe Gleichung (7.44). Der schlankheitsabhängigen Formulierung in Gleichung (7.44) liegt dabei wieder die in der Sandwichbauweise übliche und an dieser Stelle bewusst übernommene pauschale Abschätzung $\sigma_w = 0,61 \cdot \sigma_{cr,w}$ zugrunde.

$$e_{0,w} = \eta \cdot \frac{M_{Rk}}{N_{Rk}} = 0,64 \cdot (\lambda_w^2 - 0,61) \cdot \frac{M_{Rk}}{N_{Rk}} \quad (7.44)$$

Vergleicht man die Formulierungen der Ersatzimperfektionen der Knickspannungslinien nach Gleichung (7.43) und die der Knittertragfähigkeit nach Gleichung (7.44), so fallen einige Unterschiede auf. Zum einen hängt die Imperfektion beim Knittern nicht mehr linear von der Schlankheit ab, sondern quadratisch. Der lineare Ansatz der Knickspannungslinien ist seinerzeit normativ festgelegt worden. Beim Knittern ergibt sich der quadratische Einfluss rechnerisch aus der Anforderung, dass die Knittertragfähigkeit als pauschale Abminderung der kritischen Knitterlast angesehen wird ($\sigma_w = 0,61 \cdot \sigma_{cr,w}$). Zum anderen fällt auf, dass die Grenzschlankheit $\lambda_{0,w}$ für das Knittern bei einem vergleichsweise hohen Wert von $\lambda_{0,w} = \sqrt{0,61} = 0,78$ liegt. Beim üblichen Biegeknicken von Walzprofilen liegt dieser Wert bei 0,2. Beim Biegedrillknicken lag dieser Wert nach *DIN 18800* bei 0,4. Trotzdem ist der vergleichsweise hohe Wert von 0,61 gerechtfertigt, vergegenwärtigt man sich die allgemein sehr geringe kritische Knitterspannung. Der Fall, dass die kritische Knitterspannung größer als 61% der Fließgrenze der Stahldeckbleche wird, siehe Gleichung (7.45), ist aufgrund der Materialeigenschaften, die mit dem verwendeten Polyurethanhartschaum erreicht werden können, baupraktisch ausgeschlossen. Sollten sich diese Randbedingungen im Zuge einer Weiterentwicklung der Eigenschaften der Kernwerkstoffe ändern, so wäre eine Anpassung ohnehin notwendig.

$$\sigma_{w,cr} \geq 0,61 \cdot f_y \Rightarrow e_{0,w} = 0 \text{ mm} \Rightarrow \chi_w = 1,0 \quad (7.45)$$

Zuletzt unterscheidet sich die Gleichung (7.43) von Gleichung (7.44) durch den Vorfaktor von 0,64. Dieser Wert liegt zwischen den für die Knickspannungslinien c und d angesetzten α Faktoren von 0,49 und 0,76. Aufgrund der zuvor genannten Unterschiede ist es jedoch nicht möglich eine dieser beiden Knickspannungslinien anzuwenden. Vielmehr ist es notwendig eine auf der Ersatzimperfektion $e_{0,w}$ basierte eigene Knickspannungslinie herzuleiten. Die für übliche Walzprofile angemessenen europäischen Knickspannungslinien können nicht sinnvoll für das Knitterversagen herangezogen werden.

Aus dem Ansatz für die Ersatzimperfektion und dem allgemein bekannten Gleichgewicht für den Grenzzustand der Tragfähigkeit nach Theorie II. Ordnung, vergleiche Gleichung (7.23), lässt sich die notwendige Abminderung χ_w für ein Knitterversagen analog einer Knickspannungslinie analytisch herleiten. Aus Gleichung (7.23) lässt sich durch äquivalente Umformung Gleichung (7.46) ermitteln.

$$\frac{N_{Rk}}{M_{Rk}} \cdot e_{0,w} = \frac{1}{\chi_w} \cdot (1 - \chi_w) \cdot (1 - \chi_w \cdot \lambda_w^2) \quad (7.46)$$

Aus Gleichung (7.44) folgt:

$$\eta = \frac{N_{Rk}}{M_{Rk}} \cdot e_{0,w} = 0,64 \cdot (\lambda_w^2 - 0,61) \quad (7.47)$$

Durch Einsetzen der Gleichung (7.47) in (7.46) folgt die bekannte Formulierung für die europäischen Knickspannungslinien.

$$\chi_w = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda_w^2}} \quad (7.48)$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \eta + \lambda_w^2) \quad (7.49)$$

Da die oben hergeleitete Knickspannungslinie aufgrund der unterschiedlichen zugrundeliegenden Imperfektion $e_{0,w}$ als eigenständig anzusehen ist und nicht als einfache Erweiterung der bereits bestehenden Knickspannungslinien, wurde eine bewusst abweichende Bezeichnung gewählt. Die mit Gleichung (7.48) ausgedrückte Knickspannungslinie wird daher mit dem Buchstaben „w“ bezeichnet. In Bild 7.8 ist die hier hergeleitete „Knitterspannungslinie w“ gemeinsam mit den europäischen Knickspannungslinien a_0 bis d sowie der *Euler-Hyperbel* – bei der die Schlankheit ebenfalls quadratisch eingeht – dargestellt.

7.6 Entwicklung einer Knickspannungslinie für das Knitterversagen

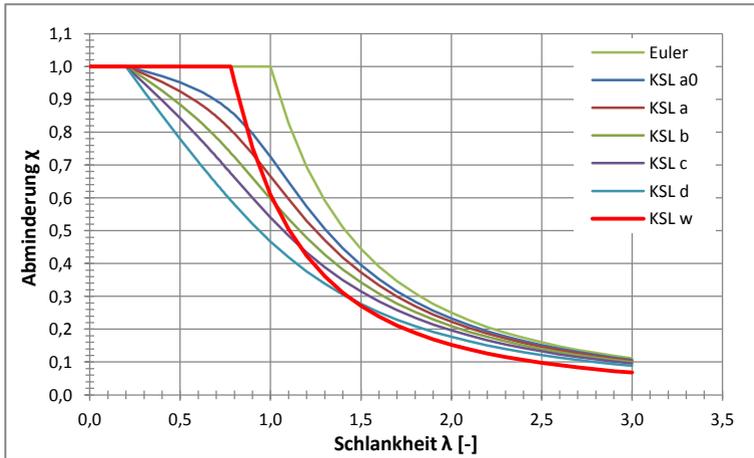


Bild 7.8: Knickspannungslinie w im Vergleich mit den europäischen Knickspannungslinien

Betrachtet man den Verlauf der Knitterspannungslinie w , so fällt erneut auf, dass die Grenzschlankheit mit $\lambda_{0,w} = 0,78$ vergleichsweise groß ist. Da die baupraktischen Schlankheitsgrade λ_w jedoch deutlich über diesem Wert liegen, ist dies als nicht problematisch anzusehen. Im Gegenzug zur hohen Grenzschlankheit fällt die Tragfähigkeit mit steigender Schlankheit schneller ab als bei den europäischen Knickspannungslinien. Ab einer Schlankheit von ca. 1,5 liegt der Abminderungsfaktor χ_w unterhalb der ungünstigsten Knickspannungslinie d. Die Form der Knitterspannungslinie ähnelt einer Verschiebung der Euler-Hyperbel mit ähnlicher Steigung. So ist auch bei der Euler-Hyperbel die Tragfähigkeit von der Schlankheit im Quadrat abhängig. Insofern ist die hier hergeleitete Knitterspannungslinie als Modifikation der Euler-Hyperbel statt einer der bekannten Knickspannungslinien zu betrachten.

Vergleicht man die Knittertragfähigkeit der Knickspannungslinie w mit den Ergebnissen der Knitterversuche, ergeben sich bereits ohne Beachtung der Lasteinleitung vergleichsweise gute Übereinstimmungen, siehe Bild 7.9.

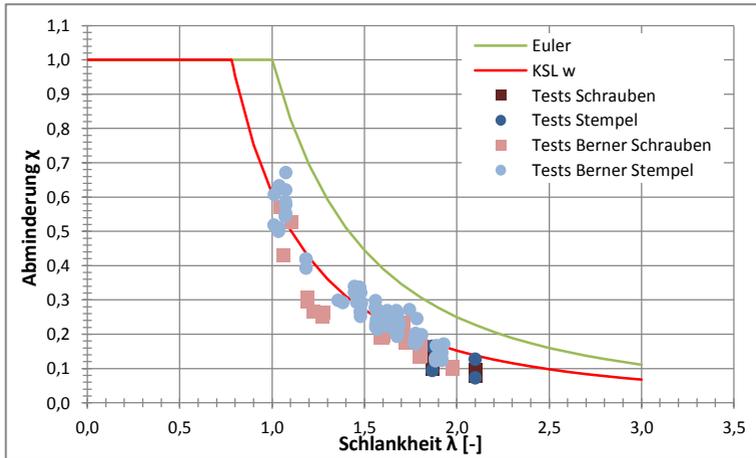


Bild 7.9: Versuchsergebnisse im Vergleich zur Knickspannungslinie w

In Bild 7.10 sind die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche mit ausschließlich ebenen Deckblechen bei einer Lasteinleitung durch Schrauben beziehungsweise durch einen Druckstempel im Detail dargestellt. Die Tragfähigkeit wird nach der Knitterspannungslinie w überschätzt. Die Größenordnung variiert dabei für die einzelnen Probekörper. Da die Knitterspannungslinie w nur auf den Ersatzimperfektionen $e_{0,w}$ für den von Lasteinleitungseffekten ungestörten Fall basiert, ist die ungünstige Wirkung der Lasteinleitung in der Knickspannungslinie noch nicht berücksichtigt. Die Knickspannungslinie gibt also nur die Tragfähigkeit im Grenzfall der reinen Druckbeanspruchung an. Daher liefert die Knitterspannungslinie w unsichere Ergebnisse, wenn es um die Bestimmung der Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Lasteinleitung geht. Zur Berücksichtigung der Lasteinleitung ist daher eine Modifikation des Ansatzes notwendig.

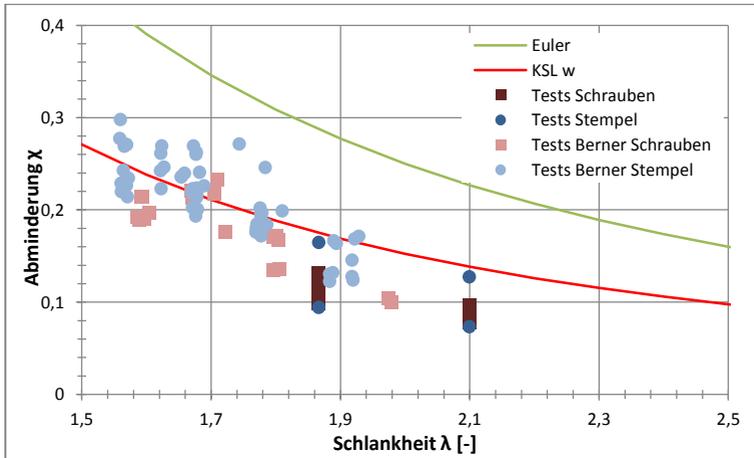


Bild 7.10: Versuchsergebnisse im Vergleich zur Knickspannungslinie w

Die Tatsache, dass die Vergleichsversuche von *Berner* [5] gute Übereinstimmungen zur entwickelten Knickspannungslinie zeigen, kann an dieser Stelle jedoch nicht als Zwangsläufig angenommen werden, da die knitternden Deckbleche bei *Berner* nicht ausschließlich eben, sondern auch profiliert waren. Dadurch ist die eigentliche Berechnung der kritischen Knittertragfähigkeit und der zugehörigen Schlankheit nur näherungsweise möglich. Zusätzliche Tragfähigkeitszugewinne, die im hier vorgestellten Bemessungsverfahren lediglich abgeschätzt werden können, führen zu den guten Übereinstimmungen.

7.6.2 Knickspannungslinie unter Berücksichtigung der Lasteinleitung

Die in Kapitel 7.6.1 entwickelte Knickspannungslinie w für ein Knitterversagen ist nur für eine reine Druckbeanspruchung ohne Berücksichtigung einer zusätzlichen Lasteinleitung gültig. Die der Knickspannungslinie zugrunde liegende schlankheitsabhängige Ersatzimperfection $e_{0,w}$ nach Gleichung (7.44) berücksichtigt keine Verformungen infolge Lasteinleitung $e_{0,L}$. Nach Gleichung (7.27) entspricht die gesamte anzusetzende Ersatzimperfection der Summe aus schlankheitsabhängiger Grundimperfection $e_{0,w}$ und verformungsabhängiger Ersatzimperfection infolge lokaler Lasteinleitung $e_{0,L}$.

$$e_{0,ges} = e_{0,w} + e_{0,L} = \left[0,64 \cdot (\lambda_w^2 - 0,61) \cdot \frac{M_{Rk}}{N_{Rk}} \right] + \left[\frac{w_0}{\zeta \text{ bzw. } \xi} \right] \quad (7.50)$$

Die vollständige Ersatzimperfection zur Berücksichtigung der Lasteinleitung nach Gleichung (7.50) lässt sich jedoch nicht in die Formulierung einer

allgemeingültigen Knickspannungslinie überführen. Da die verformungsabhängige Ersatzimperfektion zur Lasteinleitung $e_{0,L}$ auch von Einflussparametern wie dem Schraubenabstand beziehungsweise der Stempelbreite abhängt, ist eine individuelle Anpassung der entsprechenden Knickspannungslinie notwendig. Es ist also erforderlich die Knickspannungslinie w anzupassen, um auch die Lasteinleitung berücksichtigen zu können. Dazu kann die implizit in der Knickspannungslinie enthaltene Ersatzimperfektion $e_{0,ges}$ folgendermaßen angepasst werden:

- (1) Die Ersatzimperfektionen zur Berücksichtigung der Lasteinleitung werden nach Kapiteln 7.3 und 7.4 berechnet.
- (2) Die Gesamtersatzimperfektion wird nach Gleichung (7.50) bestimmt und in die Berechnung der Knickspannungslinie eingefügt, indem Gleichung (7.47) modifiziert wird.

$$\eta = \frac{N_{Rk}}{M_{Rk}} \cdot e_{0,w} \cdot \frac{e_{0,ges}}{e_{0,w}} = 0,64 \cdot (\lambda_w^2 - 0,61) \cdot \frac{e_{0,ges}}{e_{0,w}} \quad (7.51)$$

- (3) Man setzt die derart angepasste Ersatzimperfektion in die Formulierung für die Knickspannungslinie nach Gleichungen (7.48) und (7.49) ein und erhält die entsprechend modifizierte Knickspannungslinie w unter Beachtung der lokalen Lasteinleitung.

Die so gewonnene Knickspannungslinie entspricht einer individuell an die jeweiligen Randbedingungen angepassten Abminderungskurve w_i . Darin wird auch die lokale Verformung w_0 infolge Lasteinleitung berücksichtigt. Durch die Vergrößerung der grundlegenden Ersatzimperfektion $e_{0,w}$ um den lastabhängigen Anteil $e_{0,L}$ wird die Knickspannungslinie individuell nach unten korrigiert. Im Grenzfall einer nicht zu berücksichtigenden Ersatzimperfektion $e_{0,L}$, zum Beispiel bei großen Schraubenabständen oder Stempelbreiten, konvergiert die Knickspannungslinie w_i gegen die Knickspannungslinie w für die reine Druckbeanspruchung.

Definiert man den Vergrößerungsfaktor der Ersatzimperfektion aus Gleichung (7.51) zu einer eigenständigen Variablen ω , siehe Gleichung (7.52), so lässt sich der Einfluss der zusätzlichen Ersatzimperfektion $e_{0,L}$ anschaulich darstellen, wie in Bild 7.11 zu sehen ist.

$$\frac{e_{0,w} + e_{0,L}}{e_{0,w}} = \frac{e_{0,ges}}{e_{0,w}} = \omega \quad (7.52)$$

7.6 Entwicklung einer Knickspannungslinie für das Knitterversagen

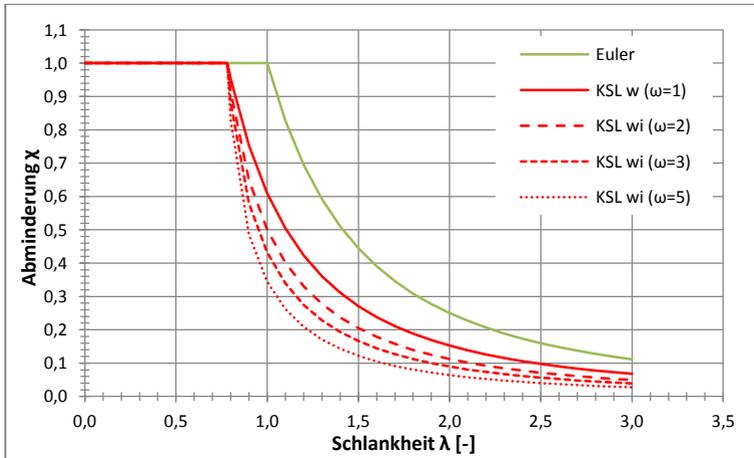


Bild 7.11: Individuell angepasste Knickspannungslinien unter Berücksichtigung von Effekten der Lasteinleitung

Durch die Anpassung an die zusätzliche äußere Lasteinleitung fallen die Abminderungskurven mit steigender Schlankheit schneller ab. Je größer der Anteil der lastabhängigen Ersatzimperfection $e_{0,L}$ an der Gesamtimperfection $e_{0,ges}$ ist, desto deutlicher fällt dieser Effekt aus. Ist die lastabhängige Ersatzimperfection $e_{0,L}$ vernachlässigbar gering, so konvergiert die Knickspannungslinie wieder zur grundlegenden Knickspannungslinie w .

Unter Berücksichtigung des jeweiligen Faktors ω kann der Nachweis der Knittertragfähigkeit auch unter Beachtung der Lasteinleitung geführt werden. In Tabelle 7.8 und Tabelle 7.9 werden die rechnerisch über die Knickspannungslinie berechneten Knittertragfähigkeiten mit den experimentell bestimmten Werten, die im Rahmen dieser Arbeit generiert wurden, verglichen. Dabei zeigt sich, dass die mit der Knitterspannungslinie w berechneten Ergebnisse identisch zu den Rechenergebnissen des Nachweises nach Theorie II. Ordnung sind, siehe Tabelle 7.3. Wie zuvor gezeigt werden konnte, erfolgte eine analytische Herleitung der Knitterspannungslinie, wodurch kein anderes Ergebnis zu erwarten war.

Tabelle 7.8: Vergleich Knittertragfähigkeiten mit Knickspannungslinie berechnet bei Lasteinleitung über Schrauben

VK #	d [mm]	t [mm]	n _{Schrauben} [Stck/m]	$\sigma_{w, \text{test}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w, \text{Ed}} \text{ KSL w}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w, \text{Ed}} /$ $\sigma_{w, \text{Versuch}} [-]$
5.7.4	60	0,6	4	44,64	49,81	1,12
5.7.6	60	0,6	6	40,89	45,00	1,10
5.7.8	60	0,6	8	37,22	44,12	1,19
5.7.10	60	0,6	10	35,88	44,01	1,23
5.9.4	60	0,5	4	47,92	50,24	1,05
5.9.6	60	0,5	6	42,77	43,52	1,02
5.9.8	60	0,5	8	40,36	40,85	1,01
5.9.10	60	0,5	10	36,17	41,00	1,13
Mittelwert [-]						1,11
s [-]						0,08

Da das hier vorgestellte Verfahren keine weitere Unterscheidung zwischen der Form der Lasteinleitung, also punktuell oder linienförmig, benötigt, können auch die Versuche mit der Lasteinleitung über einen Stempel direkt berechnet werden. Natürlich ergibt sich auch hier, dass die Ergebnisse identisch zur Berechnung nach Theorie II. Ordnung ausfallen, vergleiche Tabelle 7.5.

Tabelle 7.9: Vergleich Knittertragfähigkeiten mit Knickspannungslinie berechnet bei Lasteinleitung durch Stempel

VK #	d [mm]	t [mm]	B _S [mm]	$\sigma_{w, \text{test}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w, \text{Ed}} \text{ KSL w}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w, \text{Ed}} /$ $\sigma_{w, \text{test}} [-]$
6.7.10	60	0,6	10	58,91	55,82	0,95
6.7.60	60	0,6	60	33,89	32,55	0,96
6.9.10	60	0,5	10	60,19	56,89	0,95
6.9.60	60	0,5	60	34,49	28,49	0,83
Mittelwert [-]						0,92
s [-]						0,06

Abschließend kann festgehalten werden, dass die Knittertragfähigkeit auch über die Betrachtung einer angepassten Knickspannungslinie für das Knitterversagen erfolgen kann. Die Herleitung einer angepassten Knitterspannungslinie erfolgte analytisch auf Grundlage der Ersatzimperfektionen, die bereits für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung ermittelt wurden. Die unterschiedlichen Berechnungen müssen daher identische Ergebnisse liefern, was anhand der Vergleichsrechnung von Versuchen auch gezeigt werden konnte. Da zur Berücksichtigung der Lasteinleitung jeweils individuell angepasste Knickspannungslinien entwickelt werden müssen, ist diese Vorgehensweise aufwendig und daher weniger geeignet den Knitternachweis zu führen als ein Nachweis nach Theorie II. Ordnung.

7.7 Fazit

In den Ausführungen dieses Kapitels konnte gezeigt werden, dass das Knitterversagen als Stabilitätsproblem nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung von geeigneten Ersatzimperfektionen behandelt werden kann. Das Knitterproblem wurde grundlegend in einen Stabilitätsnachweis nach Theorie II. Ordnung überführt. Ein dazu erforderlicher Ansatz für eine äquivalente geometrische Ersatzimperfektion wurde hergeleitet, wobei diese auf bekannten Annahmen zur Knittertragfähigkeit basiert. Durch empirische Studien konnte auch der Effekt der zusätzlichen Lasteinleitung in geometrische Ersatzimperfektionen überführt werden. Dabei basieren die Ersatzimperfektionen auf den lokalen Verformungen des Deckbleches infolge Lasteinleitung, die mit der zuvor in den Kapiteln 5 und 6 entwickelten Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten berechnet wurden. Es konnte also gezeigt werden, wie der Nachweis der Knittertragfähigkeit rechnerisch unter Berücksichtigung der lokalen Lasteinleitung geführt werden kann.

Alternativ zur Nachweisführung nach Theorie II. Ordnung wurde auch eine Abminderungskurve für die Knittertragfähigkeit in Analogie zu den bekannten Knickspannungslinien entwickelt. Um den Knitternachweis unter Berücksichtigung der lokalen Verformung zu führen, ist jedoch eine individuelle Anpassung jeder Abminderungskurve vorzunehmen. Zwar konnte auch dieses Vorgehen exemplarisch hergeleitet werden, es wird jedoch wegen des vergleichsweise hohen Rechenaufwandes nicht weiter empfohlen.

Auch wenn weitere Verifizierungen des hier entwickelten Ansatzes sicherlich noch notwendig sind, konnte grundlegend gezeigt werden, wie das Knitterversagen, auch unter Berücksichtigung einer Lasteinleitung, durch einen rechnerischen Nachweis erfasst werden kann.

8 Entwicklung eines Bemessungsverfahrens

Die in dieser Arbeit hergeleiteten Tragmodelle zur lokalen Lasteinleitung ermöglichen es Sandwichelemente an Auflagerstellen rechnerisch nachzuweisen. Die in den Kapiteln 5 bis 7 entwickelten Bemessungsverfahren basieren auf der numerischen Lösung des dort angegebenen Gleichungssystems. Diese tendenziell eher wissenschaftliche Vorgehensweise soll in diesem Kapitel um ein einfach handhabbares Bemessungsverfahren, das in der Baupraxis Anwendung finden kann, ergänzt werden.

Nach einer kurzen Einführung wird in diesem Kapitel zunächst ein Bemessungsverfahren für die Durchknöpffragfähigkeit bei punktueller Lasteinleitung bei direkter Verankerung entwickelt. Im Anschluss daran wird das Bemessungsverfahren auf die lokale Drucktragfähigkeit am Linienlager erweitert. Nachdem die Nachweisführung für den Interaktionsnachweis mit einem Knitterversagen aus Kapitel 7 nochmals zusammenfassend dargestellt wird, schließt dieses Kapitel mit einer ausführlichen Beispielbemessung zur Tragfähigkeit an Auflagerstellen ab.

8.1 Allgemeines

Die in den Kapiteln 5 bis 7 entwickelten Berechnungsformeln zur lokalen Lasteinleitung sollen zu einem gemeinsamen Bemessungsverfahren für die Auflagerung von Sandwichelementen zusammengefasst werden. Dazu werden einfach handzuhabende Rechenformeln entwickelt, die mit Hilfe von Bemessungstabellen eine baupraktische Anwendung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Modellvorstellungen ermöglichen.

Aufbauend auf den Ergebnissen dieser Handrechnungen zur lokalen Lasteinleitung kann auch eine rechnerische Bemessung des Knitterversagens nach Theorie II. Ordnung erfolgen. Da die Behandlung des Knitterproblems an einem Ersatzstab erfolgt, ist es ohnehin möglich dieses Problem mit in der Praxis üblichen Bemessungsmethoden zu behandeln.

Generell gilt für das Nachweisformat Gleichung (8.1), wonach der Bemessungswert der Beanspruchung kleiner oder gleich dem Bemessungswert der Beanspruchbarkeit sein muss.

$$\frac{F_{Ed}}{F_{Rd}} \leq 1,0 \quad (8.1)$$

Die Bemessungswerte der Beanspruchung sind nach *Eurocode 0* [R6] unter Berücksichtigung von Teilsicherheits- und Kombinationsbeiwerten für die maßgebende Bemessungssituation zu bestimmen.

Der Bemessungswert der Beanspruchbarkeit soll nach Gleichung (8.2) berechnet werden. Der dabei angesetzte Teilsicherheitsbeiwert γ_M für die Widerstandsseite soll für den Grenzzustand der Tragfähigkeit entsprechend des derzeitigen Sicherheitsniveaus der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung für Verbindungsmittel von Sandwichelementen, siehe *Z14.4-407* [R1], bei $\gamma_M=1,33$ liegen. Für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit kann mit einem Sicherheitsbeiwert von $\gamma_M=1,0$ gerechnet werden.

$$F_{Rd} = F_{Rk} / \gamma_M \quad (8.2)$$

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit (ultimate limit state) gilt:

$$\gamma_{M,ULS} = 1,33 \quad (8.3)$$

Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (service limit state) gilt:

$$\gamma_{M,SLS} = 1,0 \quad (8.4)$$

8.2 Punktuelle Lasteinleitung

Der im Folgenden vorgestellte Ansatz eines einfachen Handrechenverfahrens für die grundlegenden mathematischen Formulierungen des Kapitels 5 basiert auf einem Bemessungsansatz von *Wencker* [55] und *Ungermann/Lübke* [53]. Weil bei der Modellentwicklung zur punktuellen Lasteinleitung sowohl die Durchknöpfragfähigkeit als auch der Verformungszustand des Deckbleches erfasst werden, kann im folgenden Nachweisverfahren sowohl der Grenzzustand der Tragfähigkeit als auch der Gebrauchstauglichkeit berücksichtigt werden.

8.2.1 Grenzzustand der Tragfähigkeit

Grundlegend steht die Erkenntnis, dass einige Einflussparameter – Deckblechdicke t , Festigkeit des Deckbleches f_u sowie der Unterlegscheibendurchmesser d_w – einen nahezu linearen Einfluss auf die Durchknöpfragfähigkeit eines Sandwichelementes haben. Dies wurde bereits ausführlich in den experimentellen und numerischen Untersuchungen diskutiert. In Kapitel 2.2.2 werden vereinfachte Bemessungsformeln zur Bestimmung der Durchknöpfragfähigkeit vorgestellt, siehe die Gleichungen (2.12) und (2.13). Auch dort werden die Faktoren t , f_u und d_w direkt linear zur Berechnung der Tragfähigkeit berücksichtigt. In Ergänzung zu diesen direkten Einflussparametern wird im Rahmen dieser Arbeit jedoch ein variabler Hilfsbeiwert α eingeführt. Der

Hilfsbeiwert α ist in der Lage zusätzliche nicht lineare Trageffekte zu berücksichtigen und wird aus den rechnerischen Ergebnissen der mathematischen Formulierung der Modellvorstellung aus Kapitel 5 gewonnen, vergleiche *Wencker* in [55]. Die Durchknöpffragfähigkeit kann dementsprechend nach Gleichung (8.5) bestimmt werden. Sämtliche Einheiten sind in [N], [mm] oder [mm²] einzusetzen. Die resultierende Kraft wird in der Einheit [N] ausgegeben, wobei der Hilfsbeiwert α_{ULS} ebenso wie der Teilsicherheitsbeiwert γ_M einheitenlos sind [-].

$$F_{P,ULS,Rd} = \frac{\alpha_{ULS} \cdot d_w \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{M,ULS}} \quad (8.5)$$

Der Faktor α_{ULS} wird als Bemessungsbeiwert in tabellarischer Form angeboten, siehe Tabelle 8.1. In einer Parameterstudie wurde die Durchknöpffragfähigkeit entsprechend des Bemessungsansatzes nach Kapitel 5 für die unten aufgelisteten Parameter bestimmt. In Summe wurden 480 Durchknöpffragfähigkeiten errechnet, die zur Tabellierung des Hilfsbeiwertes α_{ULS} genutzt werden konnten.

- Unterlegscheibendurchmesser $d_w = 14 \mid 16 \mid 19 \mid 22\text{mm}$
- Stahldeckblechdicke $t = 0,4 \mid 0,5 \mid 0,6 \mid 0,7 \mid 0,8\text{mm}$
- Festigkeit der Stahldeckbleche $f_u = 300 \mid 350 \mid 400 \mid 450 \mid 500 \mid 550\text{N/mm}^2$
- Schaumkern E-Modul $E_c = 3 \mid 4 \mid 5 \mid 6 \mid 7\text{N/mm}^2$

Da der Hilfsbeiwert α_{ULS} nicht nur vom E-Modul des Schaumkerns E_c abhängt, sondern zusätzlich von den übrigen Einflussfaktoren (t , f_u , d_w), kann auch deren nicht linearer Einfluss, soweit vorhanden, berücksichtigt werden. Dadurch können auch nicht lineare Effekte beispielsweise in Bezug auf den verwendeten Unterlegscheibendurchmesser erfasst werden, wie dies auch bei der empirischen Formulierung von *Hassinen/Misiek* nach Gleichung (2.15) der Fall ist.

8.2 Punktuelle Lasteinleitung

Tabelle 8.1: Zusammenstellung Hilfsbeiwert α_{ULS}

E_c [N/mm ²] t [mm]		$f_t = 300\text{N/mm}^2$					$f_t = 350\text{N/mm}^2$					$f_t = 400\text{N/mm}^2$				
		3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0
$d_w = 14\text{mm}$	0,4	1,29	1,21	1,14	1,10	1,13	1,20	1,12	1,06	1,02	1,04	1,12	1,05	0,99	0,96	0,98
	0,5	1,41	1,32	1,24	1,19	1,20	1,31	1,22	1,15	1,10	1,12	1,23	1,14	1,08	1,03	1,05
	0,6	1,51	1,41	1,33	1,27	1,28	1,40	1,31	1,23	1,18	1,18	1,31	1,23	1,15	1,10	1,11
	0,7	1,60	1,50	1,41	1,35	1,34	1,48	1,39	1,30	1,25	1,24	1,39	1,30	1,22	1,17	1,17
	0,8	1,67	1,57	1,48	1,41	1,40	1,55	1,45	1,37	1,31	1,30	1,45	1,36	1,28	1,23	1,22
$d_w = 16\text{mm}$	0,4	1,16	1,08	1,06	1,07	1,07	1,07	1,01	0,98	0,99	0,99	1,00	0,94	0,92	0,93	0,92
	0,5	1,26	1,18	1,14	1,14	1,13	1,17	1,09	1,06	1,06	1,05	1,09	1,02	0,99	0,99	0,98
	0,6	1,35	1,26	1,22	1,21	1,19	1,25	1,17	1,13	1,12	1,10	1,17	1,10	1,06	1,05	1,03
	0,7	1,42	1,33	1,29	1,27	1,24	1,32	1,24	1,19	1,18	1,15	1,23	1,16	1,12	1,10	1,08
	0,8	1,49	1,40	1,35	1,32	1,29	1,38	1,29	1,25	1,23	1,20	1,29	1,21	1,17	1,15	1,12
$d_w = 19\text{mm}$	0,4	1,02	0,96	0,98	1,01	1,07	0,94	0,89	0,91	0,93	0,99	0,88	0,84	0,85	0,87	0,93
	0,5	1,10	1,04	1,05	1,06	1,10	1,02	0,96	0,97	0,98	1,02	0,96	0,90	0,91	0,92	0,96
	0,6	1,18	1,11	1,11	1,11	1,14	1,09	1,03	1,02	1,03	1,06	1,02	0,96	0,96	0,96	0,99
	0,7	1,24	1,17	1,16	1,16	1,18	1,15	1,08	1,07	1,07	1,09	1,07	1,01	1,01	1,00	1,02
	0,8	1,29	1,22	1,21	1,20	1,21	1,20	1,13	1,12	1,11	1,13	1,12	1,06	1,05	1,04	1,05
$d_w = 22\text{mm}$	0,4	0,90	0,88	0,91	0,98	1,12	0,83	0,81	0,84	0,91	1,04	0,78	0,76	0,79	0,85	0,97
	0,5	0,97	0,94	0,96	1,01	1,12	0,90	0,87	0,89	0,94	1,04	0,84	0,82	0,83	0,88	0,97
	0,6	1,03	1,00	1,01	1,05	1,14	0,96	0,93	0,93	0,97	1,05	0,80	0,87	0,87	0,91	0,98
	0,7	1,09	1,05	1,05	1,08	1,16	1,01	0,97	0,97	1,00	1,07	0,94	0,91	0,91	0,94	1,00
	0,8	1,13	1,09	1,09	1,12	1,18	1,05	1,01	1,01	1,03	1,09	0,98	0,95	0,95	0,97	1,02

Fortsetzung von Tabelle 8.1: Zusammenstellung Hilfsbeiwert α_{ULS}

E_c [N/mm ²] t [mm]		$f_t = 450\text{N/mm}^2$					$f_t = 500\text{N/mm}^2$					$f_t = 550\text{N/mm}^2$				
		3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0
$d_w = 14\text{mm}$	0,4	1,06	0,99	0,93	0,90	0,92	1,01	0,94	0,89	0,86	0,88	0,96	0,90	0,85	0,82	0,84
	0,5	1,16	1,08	1,02	0,98	0,99	1,10	1,02	0,96	0,93	0,94	1,05	0,98	0,92	0,88	0,89
	0,6	1,24	1,16	1,09	1,04	1,05	1,18	1,10	1,03	0,99	0,99	1,12	1,05	0,99	0,94	0,95
	0,7	1,31	1,22	1,15	1,10	1,10	1,24	1,16	1,09	1,05	1,04	1,19	1,11	1,04	1,00	1,00
	0,8	1,37	1,28	1,21	1,16	1,15	1,30	1,22	1,15	1,10	1,09	1,24	1,16	1,10	1,05	1,04
$d_w = 16\text{mm}$	0,4	0,95	0,89	0,87	0,88	0,87	0,90	0,84	0,82	0,83	0,83	0,86	0,81	0,79	0,79	0,79
	0,5	1,03	0,97	0,94	0,94	0,92	0,98	0,92	0,89	0,89	0,88	0,94	0,88	0,85	0,85	0,84
	0,6	1,10	1,03	1,00	0,99	0,97	1,05	0,98	0,95	0,94	0,92	1,00	0,94	0,90	0,90	0,88
	0,7	1,17	1,09	1,05	1,04	1,02	1,11	1,04	1,00	0,99	0,97	1,06	0,99	0,95	0,94	0,92
	0,8	1,22	1,14	1,10	1,08	1,06	1,16	1,09	1,05	1,03	1,01	1,10	1,04	1,00	0,98	0,96
$d_w = 19\text{mm}$	0,4	0,83	0,79	0,80	0,82	0,87	0,79	0,75	0,76	0,78	0,83	0,76	0,72	0,73	0,75	0,79
	0,5	0,90	0,85	0,86	0,87	0,90	0,86	0,81	0,81	0,82	0,86	0,82	0,77	0,78	0,79	0,82
	0,6	0,96	0,91	0,91	0,91	0,93	0,92	0,86	0,86	0,86	0,89	0,87	0,82	0,82	0,82	0,85
	0,7	1,01	0,96	0,95	0,95	0,96	0,96	0,91	0,90	0,90	0,92	0,92	0,87	0,86	0,86	0,87
	0,8	1,06	1,00	0,99	0,98	0,99	1,00	0,95	0,94	0,93	0,94	0,96	0,91	0,90	0,89	0,90
$d_w = 22\text{mm}$	0,4	0,74	0,72	0,74	0,80	0,92	0,70	0,68	0,70	0,76	0,87	0,67	0,65	0,67	0,73	0,83
	0,5	0,80	0,77	0,78	0,83	0,92	0,76	0,73	0,74	0,79	0,87	0,72	0,70	0,71	0,75	0,83
	0,6	0,85	0,82	0,82	0,86	0,93	0,80	0,78	0,78	0,82	0,88	0,77	0,74	0,75	0,78	0,84
	0,7	0,89	0,86	0,86	0,89	0,95	0,85	0,82	0,82	0,84	0,90	0,81	0,78	0,78	0,80	0,86
	0,8	0,93	0,90	0,89	0,91	0,96	0,88	0,85	0,85	0,87	0,92	0,84	0,81	0,81	0,83	0,87

8.2.2 Grenzzustand der Gebrauchtauglichkeit

Das lokale Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller Lasteinleitung ist linear-elastisch bis zum Versagen infolge Durchknüpfens der Unterlegscheibe. Die Last-Verformungskurven weisen vor dem Versagen keine

Plastizierungen auf. Ein signifikantes Abflachen der lokalen Steifigkeitskurve tritt nicht ein, wie in Bild 8.1 zu erkennen ist.

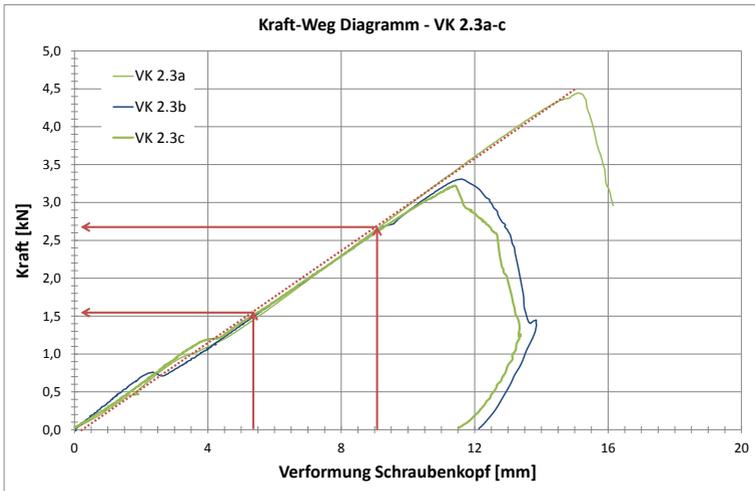


Bild 8.1: Proportionalität von Last und Verformung einer repräsentativen Versuchsreihe

Zwischen der aufgebrachtten Kraft und der zugehörigen Verformung lässt sich in guter Näherung ein linear-elastischer Zusammenhang ansetzen. Dementsprechend ist die äußere Last linear abhängig von der lokalen Verformung w_0 . Modifiziert man die Hilfsbeiwerte α_{ULS} , lässt sich die zur lokalen Eindrückung gehörige äußere Last nach Gleichung (8.6) bestimmen. Der Hilfsbeiwert α_{SLS} ist das Ergebnis einer erneuten Parameterstudie, bei der die maximale lokale Verformung w_0 in Abhängigkeit von den in Kapitel 8.2.1 angegebenen Variationsparametern bestimmt wird. Die Rechenwerte sind in den Einheiten [N] für Kräfte und [mm] beziehungsweise [mm²] für Längen und Flächen einzusetzen.

$$F_{P,SLS,Rd} = \frac{\alpha_{SLS} \cdot w_0 \cdot d_w \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{M,SLS}} \quad (8.6)$$

Eine Zusammenstellung der vertafelten Hilfsbeiwerte α_{SLS} ist in Tabelle 8.2 zu finden. Der Parameterbereich, für den die Hilfsbeiwerte α_{SLS} bereit gestellt werden, ist identisch zum Parameterbereich von α_{ULS} .

8.2 Punktuelle Lasteinleitung

Tabelle 8.2: Zusammenstellung Hilfsbeiwert α_{SL5}

E_c [N/mm ²] t [mm]		$f_u = 300\text{N/mm}^2$					$f_u = 350\text{N/mm}^2$					$f_u = 400\text{N/mm}^2$				
		3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0
$d_w = 14\text{mm}$	0,4	0,1471	0,1483	0,1488	0,1489	0,1489	0,1261	0,1271	0,1275	0,1276	0,1276	0,1103	0,1112	0,1116	0,1117	0,1117
	0,5	0,1454	0,1474	0,1483	0,1487	0,1489	0,1246	0,1264	0,1271	0,1275	0,1276	0,1090	0,1106	0,1112	0,1115	0,1116
	0,6	0,1434	0,1463	0,1476	0,1483	0,1487	0,1229	0,1254	0,1266	0,1271	0,1274	0,1075	0,1097	0,1107	0,1112	0,1115
	0,7	0,1412	0,1449	0,1468	0,1478	0,1483	0,1210	0,1242	0,1258	0,1267	0,1271	0,1059	0,1087	0,1101	0,1108	0,1112
	0,8	0,1389	0,1434	0,1458	0,1471	0,1479	0,1190	0,1229	0,1249	0,1261	0,1267	0,1042	0,1075	0,1093	0,1103	0,1109
$d_w = 16\text{mm}$	0,4	0,1287	0,1298	0,1302	0,1303	0,1303	0,1103	0,1112	0,1116	0,1117	0,1117	0,0965	0,0973	0,0976	0,0977	0,0977
	0,5	0,1272	0,1290	0,1298	0,1301	0,1302	0,1090	0,1106	0,1112	0,1115	0,1116	0,0954	0,0968	0,0973	0,0976	0,0977
	0,6	0,1255	0,1280	0,1292	0,1298	0,1301	0,1075	0,1097	0,1107	0,1112	0,1115	0,0941	0,0960	0,0968	0,0973	0,0976
	0,7	0,1235	0,1268	0,1284	0,1293	0,1298	0,1059	0,1087	0,1101	0,1108	0,1112	0,0927	0,0951	0,0963	0,0970	0,0973
	0,8	0,1215	0,1255	0,1275	0,1287	0,1294	0,1042	0,1075	0,1093	0,1103	0,1109	0,0911	0,0941	0,0957	0,0965	0,0970
$d_w = 19\text{mm}$	0,4	0,1084	0,1093	0,1096	0,1097	0,1097	0,0929	0,0937	0,0940	0,0940	0,0940	0,0813	0,0820	0,0822	0,0823	0,0823
	0,5	0,1071	0,1086	0,1093	0,1096	0,1097	0,0918	0,0931	0,0937	0,0939	0,0940	0,0803	0,0815	0,0820	0,0822	0,0823
	0,6	0,1056	0,1078	0,1088	0,1093	0,1095	0,0906	0,0924	0,0933	0,0937	0,0939	0,0792	0,0808	0,0816	0,0820	0,0822
	0,7	0,1040	0,1068	0,1082	0,1089	0,1093	0,0892	0,0915	0,0927	0,0933	0,0937	0,0780	0,0801	0,0811	0,0817	0,0820
	0,8	0,1023	0,1056	0,1074	0,1084	0,1090	0,0877	0,0906	0,0921	0,0929	0,0934	0,0768	0,0792	0,0805	0,0813	0,0817
$d_w = 22\text{mm}$	0,4	0,0936	0,0944	0,0947	0,0947	0,0947	0,0802	0,0809	0,0811	0,0812	0,0812	0,0702	0,0708	0,0710	0,0711	0,0711
	0,5	0,0925	0,0938	0,0944	0,0946	0,0947	0,0793	0,0804	0,0809	0,0811	0,0812	0,0694	0,0704	0,0708	0,0710	0,0711
	0,6	0,0912	0,0931	0,0940	0,0944	0,0946	0,0782	0,0798	0,0805	0,0809	0,0811	0,0684	0,0698	0,0705	0,0708	0,0710
	0,7	0,0898	0,0922	0,0934	0,0940	0,0944	0,0770	0,0790	0,0801	0,0806	0,0809	0,0674	0,0682	0,0701	0,0705	0,0708
	0,8	0,0884	0,0912	0,0928	0,0936	0,0941	0,0758	0,0782	0,0795	0,0802	0,0807	0,0663	0,0684	0,0696	0,0702	0,0706

Fortsetzung von Tabelle 8.2: Zusammenstellung Hilfsbeiwert α_{SL5}

E_c [N/mm ²] t [mm]		$f_u = 450\text{N/mm}^2$					$f_u = 500\text{N/mm}^2$					$f_u = 550\text{N/mm}^2$				
		3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0
$d_w = 14\text{mm}$	0,4	0,0981	0,0989	0,0992	0,0993	0,0993	0,0883	0,0890	0,0893	0,0893	0,0893	0,0802	0,0809	0,0811	0,0812	0,0812
	0,5	0,0969	0,0983	0,0989	0,0991	0,0992	0,0872	0,0885	0,0890	0,0892	0,0893	0,0793	0,0804	0,0809	0,0811	0,0812
	0,6	0,0956	0,0975	0,0984	0,0989	0,0991	0,0860	0,0878	0,0886	0,0890	0,0892	0,0782	0,0798	0,0805	0,0809	0,0811
	0,7	0,0941	0,0966	0,0979	0,0985	0,0989	0,0847	0,0869	0,0881	0,0887	0,0890	0,0770	0,0790	0,0801	0,0806	0,0809
	0,8	0,0926	0,0956	0,0972	0,0981	0,0986	0,0833	0,0860	0,0875	0,0883	0,0887	0,0758	0,0782	0,0795	0,0802	0,0807
$d_w = 16\text{mm}$	0,4	0,0858	0,0865	0,0868	0,0868	0,0868	0,0772	0,0779	0,0781	0,0782	0,0782	0,0702	0,0708	0,0710	0,0711	0,0711
	0,5	0,0848	0,0860	0,0865	0,0867	0,0868	0,0763	0,0774	0,0779	0,0781	0,0781	0,0694	0,0704	0,0708	0,0710	0,0710
	0,6	0,0836	0,0853	0,0861	0,0865	0,0867	0,0753	0,0768	0,0775	0,0779	0,0780	0,0684	0,0698	0,0705	0,0708	0,0710
	0,7	0,0824	0,0845	0,0856	0,0862	0,0865	0,0741	0,0761	0,0771	0,0776	0,0779	0,0674	0,0692	0,0701	0,0705	0,0708
	0,8	0,0810	0,0836	0,0850	0,0858	0,0863	0,0729	0,0753	0,0765	0,0772	0,0776	0,0663	0,0684	0,0696	0,0702	0,0706
$d_w = 19\text{mm}$	0,4	0,0723	0,0729	0,0731	0,0731	0,0731	0,0650	0,0656	0,0658	0,0658	0,0658	0,0591	0,0596	0,0598	0,0598	0,0598
	0,5	0,0714	0,0724	0,0729	0,0730	0,0731	0,0643	0,0652	0,0656	0,0657	0,0658	0,0584	0,0593	0,0596	0,0598	0,0598
	0,6	0,0704	0,0719	0,0725	0,0729	0,0730	0,0634	0,0647	0,0653	0,0656	0,0657	0,0576	0,0588	0,0593	0,0596	0,0597
	0,7	0,0694	0,0712	0,0721	0,0726	0,0729	0,0624	0,0641	0,0649	0,0653	0,0656	0,0567	0,0582	0,0590	0,0594	0,0596
	0,8	0,0682	0,0704	0,0716	0,0723	0,0726	0,0614	0,0634	0,0644	0,0650	0,0654	0,0558	0,0576	0,0586	0,0591	0,0594
$d_w = 22\text{mm}$	0,4	0,0624	0,0629	0,0631	0,0632	0,0632	0,0562	0,0566	0,0568	0,0568	0,0568	0,0511	0,0515	0,0516	0,0517	0,0517
	0,5	0,0617	0,0626	0,0629	0,0631	0,0632	0,0555	0,0563	0,0566	0,0568	0,0568	0,0505	0,0512	0,0515	0,0516	0,0517
	0,6	0,0608	0,0621	0,0626	0,0629	0,0631	0,0547	0,0559	0,0564	0,0566	0,0568	0,0498	0,0508	0,0512	0,0515	0,0516
	0,7	0,0599	0,0615	0,0623	0,0627	0,0629	0,0539	0,0553	0,0560	0,0564	0,0566	0,0490	0,0503	0,0509	0,0513	0,0515
	0,8	0,0589	0,0608	0,0618	0,0624	0,0627	0,0530	0,0547	0,0557	0,0562	0,0565	0,0482	0,0498	0,0506	0,0511	0,0513

Der Bemessungsansatz nach Gleichung (8.6) mit einer frei wählbaren maximalen Verformung w_0 trägt dem Umstand Rechnung, dass es keine feste Beschränkung für die lokale Eindrückung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit gibt. Zwar gibt die Montagerichtlinie des Industrieverbandes für Baustysteme im Metallleichtbau (IFBS) [R16] eine maximale lokale Verformung beim Montagevorgang von 2,0mm vor, dies bedeutet jedoch keine normativ

vorgegebene Begrenzung der Verformung unter Belastung. Die maximale Tragfähigkeit kann daher im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit in Abhängigkeit von einer individuell als tolerierbar anzusehenden Verformung w_0 bestimmt werden. Das Bemessungsverfahren erlaubt also gerade im Bereich des Gebrauchstauglichkeitsnachweises eine maximale Flexibilität. Derzeit wird der Gebrauchstauglichkeitszustand überhaupt nicht geführt.

8.3 Linienförmige Lasteinleitung

Die Bemessung der maximalen Traglast für eine linienförmige Lasteinleitung, wie bei einem Druckauflager von Sandwichelementen, lehnt sich an das Verfahren der punktuellen Lasteinleitung an. Da die Traglast bei der linienförmigen Lasteinleitung über das Verformungskriterium $w_0=2\text{mm}$ definiert wird, ist es hier jedoch nicht erforderlich den Nachweis der Gebrauchstauglichkeit zusätzlich zur Tragfähigkeit zu führen. Die maximale Eindrückung von 2mm kann als akzeptabel für den Gebrauchszustand angesehen werden, vergleiche auch IFBS Montagerichtlinie [R16]. Eine Berücksichtigung und eventuelle Beschränkung der Eindrückung im Hinblick auf ein Knitterversagen erfolgt in Kapitel 8.4.

In Anlehnung an die Bezeichnung der *DIN EN 14509* [R12] wird die maximal einzuleitende linienförmige Last wie die Drucktragfähigkeit des Auflagers mit $F_{R1,2}$ bezeichnet. Wie sich im Laufe der Untersuchungen gezeigt hat, lässt sich die lokale Tragfähigkeit als ein von der Stempelbreite affin linear abhängiger Wert beschreiben. Demnach kann die Berechnungsformel für die Tragfähigkeit als Summe zweier Traganteile bestimmt werden. Der eine Summand ist dabei direkt linear abhängig von der Lasteinleitungsbreite B_S , wohingegen der andere Summand die Tragfähigkeit durch die Eindrückung des Deckbleches neben dem Lasteinleitungsstempel berücksichtigt. Diese Teiltragfähigkeit ist unabhängig von der Stempelbreite, aber dafür abhängig von der Deckblechdicke und den Schaumkerneigenschaften, wie dies auch bei der punktuellen Lasteinleitung der Fall ist.

Wie bereits in Kapitel 6 diskutiert, kann im Grenzzustand der Tragfähigkeit die maximale Auflagerlast bestimmt werden, indem unterhalb der Lasteinleitungsbreite B_S angenommen wird, dass der Schaumkern mit seiner Druckfestigkeit f_C beansprucht wird. Damit kann der von der Lasteinleitungsbreite B_S linear abhängige Traganteil auf simple Weise mittels Gleichung (8.7) ermittelt werden. Die hier angegebenen Rechenergebnisse der Formeln (8.7), (8.8) bis (8.9) liefern Tragfähigkeiten in der Einheit Kraft [N] pro Längeneinheit [mm].

$$F_{Rk} = B_S \cdot f_C \quad (8.7)$$

Der von der Lasteinleitungsbreite B_S unabhängige Traganteil, der durch die seitlichen Deckblecheindrückungen in den Schaumkern hervorgerufen wird, soll analog zum Vorgehen bei der punktuellen Lasteinleitung durch einen Hilfsbeiwert β bestimmt werden. Gleichung (8.8) beschreibt diesen Anteil an der Tragfähigkeit.

$$F_{Rk} = j \cdot \beta \cdot t \cdot E_C \quad (8.8)$$

Der Faktor j dient in Anlehnung an das Vorgehen der *DIN EN 14509* der Unterscheidung, ob es sich um ein Zwischen- oder Endauflager handelt. Erfolgt die Lasteinleitung am Elementrand, so kann sich das Deckblech nur einseitig in den Schaumkern eindrücken. Bei einer mittigen Lasteinleitung kann die doppelte Tragfähigkeit durch ein beidseitiges Verformen des Deckbleches aktiviert werden. Daher ist der Vorfaktor j entsprechend

- bei einer Endauflagerung $j=1$ und
- bei einer Zwischenauflagerung $j=2$

zu wählen.

Nimmt man die beiden Gleichungen (8.7) und (8.8) als Summanden einer Gesamtragfähigkeit und berücksichtigt zusätzlich noch den Sicherheitsbeiwert $\gamma_{M,ULS}$, so ergibt sich Gleichung (8.9) zur Bestimmung der aufnehmbaren lokalen Tragfähigkeit an einem Druckauflager.

$$F_{Rd1,2} = \frac{j \cdot \beta_{ULS} \cdot t \cdot E_C + B_S \cdot f_C}{\gamma_{M,ULS}} \quad (8.9)$$

Der Faktor β wird im Rahmen einer Parameterstudie analog zum Hilfsbeiwert α bestimmt. Jedoch können beim betrachteten Parameterbereich einige Einflussfaktoren entfallen. So gehen beispielsweise die Stempelbreite B_S und die Druckfestigkeit des Schaumkerns f_C direkt in Gleichung (8.9) ein. Da der Hilfsbeiwert β lediglich die vom Sandwichkern seitlich zur Lasteinleitung aufgenommene Kraft wiedergeben soll, sind nur die Einflussparameter der Deckblechdicke t und des Schaumkern E-Moduls E_C zu berücksichtigen. Der Parameterbereich kann damit im Sinne eines einfach handzuhabenden Bemessungsverfahrens deutlich reduziert werden.

- Stahldeckblechdicke $t = 0,4 \mid 0,5 \mid 0,6 \mid 0,7 \mid 0,8\text{mm}$
- Schaumkern E-Modul $E_C = 2 \mid 3 \mid 4 \mid 5 \mid 6 \mid 7\text{N/mm}^2$

Eine Zusammenstellung der Hilfsbeiwerte β_{ULS} ist in Tabelle 8.3 zu finden.

Tabelle 8.3: Hilfsbeiwerte β_{ULS}

		E_C N/mm ²					
		2,0	3,0	4,0	5,0	6,0	7,0
t [mm]	0,4	2,22	1,82	1,58	1,41	1,29	1,20
	0,5	1,98	1,63	1,41	1,26	1,15	1,07
	0,6	1,79	1,48	1,29	1,15	1,05	0,98
	0,7	1,65	1,37	1,19	1,07	0,97	0,90
	0,8	1,53	1,27	1,11	1,00	0,91	0,84

Ein gesonderter Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ist nicht erforderlich, da die Tragfähigkeit nach Gleichung (8.9) für eine lokale Verformung von $w_0=2,0\text{mm}$ definiert ist. An dieser Stelle soll jedoch trotzdem eine ergänzende Formulierung für die von der Verformung w_0 abhängige äußere Last im linear-elastischen Anfangsbereich angeboten werden. Damit können, falls gewünscht, die elastischen Verformungen unterhalb der Tragfähigkeit bestimmt werden. Dies wird bei der Interaktion mit dem Knitterversagen, bei der die lokale Eindrückung benötigt wird, von Bedeutung.

Während die Bestimmungsgleichung für die Tragfähigkeit nach (8.9) auf der Grundgleichung (6.8) basiert, kann für den linear-elastischen Bereich Grundgleichung (6.4) verwendet werden. Mit Hilfe der zuvor definierten β_{ULS} Beiwerte kann auch im elastischen Anfangsbereich die äußere Last in Zusammenhang zur lokalen Verformung nach Gleichung (8.11) gesetzt werden. Da die Hilfsbeiwerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit von einer lokalen Verformung von $w_0=2,0\text{mm}$ ausgehen, ist im Gebrauchszustand der entsprechende Beiwert β_{SLS} entsprechend anzupassen. Aufgrund des linear-elastischen Verhaltens kann β_{SLS} nach Gleichung (8.10) definiert werden.

$$\beta_{SLS} = \beta_{ULS} / 2 \quad (8.10)$$

Damit kann die äußere Last nach Gleichung (8.11) in Abhängigkeit von der vorhandenen lokalen Verformung w_0 ausgedrückt werden.

$$F_{Rd1,2} = w_0 \cdot \frac{j \cdot \beta_{SLS} \cdot t \cdot E_C + B_S \cdot E_C / 100}{\gamma_{M,SLS}} \quad (8.11)$$

Wie auch bei der punktuellen Lasteinleitung sind sämtliche Einheiten in [N] oder [mm] einzusetzen, wobei der Hilfsbeiwert β einheitenlos ist [-]. Die resultierende Last hat die Einheit [N/mm].

8.4 Interaktion Lasteinleitung und Knittern

Nachdem die maximalen Traglasten und vor allem die zugehörigen Verformungen für das Lasteinleitungsproblem auf einfache Weise entsprechend den Kapiteln 8.2 und 8.3 bestimmt wurden, kann eine Knitterbemessung an einem Ersatzstab nach Theorie II. Ordnung erfolgen. Die zugehörige Bemessungsmethode ist baupraktisch bekannt und bedarf lediglich der Angabe geeigneter Ersatzimperfectionen zur Berücksichtigung der Lasteinleitung.

Der Nachweis ausreichender Tragfähigkeit der Deckbleche gegenüber einem Knitterversagen wird, wie in Kapitel 7 ausführlich hergeleitet, an einem fiktiven Ersatzstab nach Theorie II. Ordnung entsprechend Gleichung (8.12) geführt.

$$\frac{N_{w,Ed}}{N_{Rd}} + \frac{N_{w,Ed} \cdot e_0}{M_{pl,Rd}} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N_{w,Ed}}{N_{w,cr}}} \right) \leq 1,0 \quad (8.12)$$

Die in Gleichung (8.12) dargestellten Widerstandsgrößen können, wie in Kapitel 7 beschrieben, bekanntermaßen nach den Gleichungen (8.13) bis (8.15) angesetzt werden.

$$N_{w,cr} = 0,82 \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_c \cdot G_c} \cdot t \cdot b \quad (8.13)$$

$$N_{Rd} = t \cdot b \cdot f_{y,Rd} \quad (8.14)$$

$$M_{pl,Rd} = \frac{t^2 \cdot b}{4} \quad (8.15)$$

Unbekannt ist demnach lediglich die maximale mögliche Knittertragfähigkeit $N_{w,Ed}$ und die zugehörige geometrische Ersatzimperfection e_0 . Während $N_{w,Ed}$ die gesuchte Unbekannte darstellt, ist in Kapitel 7 ein Ansatz hergeleitet worden, nachdem die anzusetzende geometrische Ersatzimperfection e_0 quantitativ bestimmt werden kann. Dabei kann die Traglast abmindernde Wirkung der lokalen Lasteinleitung in Abhängigkeit von der lokalen Eindrückung berücksichtigen. Die gesamte anzusetzende geometrische Ersatzimperfection setzt sich aus einem Anteil für unvermeidliche Imperfectionen unabhängig von der Lasteinleitung $e_{0,w}$, siehe Gleichung (8.17), und einem Anteil der Lasteinleitung $e_{0,L}$, siehe Gleichung (8.18) beziehungsweise (8.19), zusammen. Die Gesamtgröße der Imperfection setzt sich nach Gleichung (8.16) zusammen.

$$e_{0,ges} = e_{0,w} + e_{0,L} \quad (8.16)$$

$$e_{0,w} \leq \left(\frac{N_{Rd}}{N_{w,cr}} - 0,61 \right) \cdot \frac{t}{6,26} \quad (8.17)$$

Für die punktuelle Lasteinleitung gilt:

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e \left(0,002 \frac{E_c \cdot L_s}{t} \right)} \quad (8.18)$$

Für die linienförmige Lasteinleitung gilt:

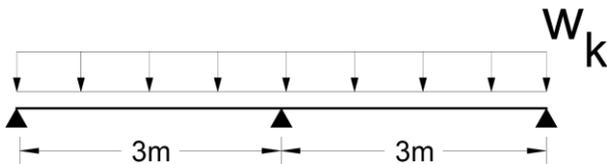
$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e \left(0,007 \frac{E_c \cdot B_s}{t} \right)} \quad (8.19)$$

Die lokalen Verformungen w_0 lassen sich aus der Betrachtung des reinen lokalen Tragverhaltens zurückrechnen, siehe Gleichung (8.6) beziehungsweise (8.11). Die zu den maximalen lokalen Tragfähigkeiten gehörigen lokalen Verformungen w_0 lassen sich also berechnen, um damit den Nachweis der ausreichenden Knittertragfähigkeit unter Berücksichtigung dieser Lasteinleitung führen zu können. Dabei müssen alle Nachweise erfüllt werden. Um das Verfahren an einem praktischen Beispiel näher zu erläutern, ist im nächsten Kapitel eine entsprechende Beispielbemessung zu finden.

8.5 Beispielbemessungen

In diesem Bemessungsbeispiel wird ein Sandwichelement mit den in dieser Arbeit entwickelten Bemessungsverfahren in Bezug auf die lokale Tragfähigkeit sowie auf die Interaktion der Lasteinleitung mit einem Bauteilverhalten nachgewiesen. Globale Bauteilnachweise wie der Nachweis ausreichender Querkrafttragfähigkeit des Schaumkerns, Zugversagen der Deckbleche oder das Knittern der Deckbleche in dem von der Auflagerung ungestörten Feldbereich, werden hier als erfüllt angesehen.

Gegeben sei ein zweifeldrig gespanntes Sandwich-Wandelement, welches durch Winddruck und Windsog beansprucht wird. Der Übersichtlichkeit der Berechnung wegen, werden zunächst der Lastfall Temperaturzwang sowie Lasteffekte aus dem Kriechen des Schaumkerns vernachlässigt.



Statisches System:	Spannweite Winddruck/-sog	$L=3\text{m}$ $w_k=\pm 0,5\text{kN/m}^2$
Sandwichelement:	Deckblechdicke Streckgrenze Bruchfestigkeit Schaumkerndicke E-Modul PUR Druckfestigkeit PUR Schubmodul PUR	$t=0,5\text{mm}$ $f_y=350\text{N/mm}^2$ $f_u=420\text{N/mm}^2$ $d=50\text{mm}$ $E_c=3,0\text{N/mm}^2$ $f_c=0,15\text{ N/mm}^2$ $G_c=2,5\text{ N/mm}^2$
Verbindungsmittel:	\emptyset der Unterlegscheibe	$d_w=16\text{mm}$
Maximal tolerierte lokale Verformung an der punktuellen direkten Verankerung: Randabstand am Endauflager		$w_0=3\text{mm}$ $e_r=50\text{mm}$

Auflagerreaktionen:

$$R_{A,k} = 0,375 \cdot 3[\text{m}] \cdot 0,5[\text{kN/m}^2] = 0,56\text{kN/m}$$

$$R_{B,k} = 1,25 \cdot 3[\text{m}] \cdot 0,5[\text{kN/m}^2] = 1,88\text{kN/m}$$

$$R_{A,Ed} = 1,5 \cdot 0,56[\text{kN/m}^2] = 0,84\text{kN/m}$$

$$R_{B,Ed} = 1,5 \cdot 1,88[\text{kN/m}^2] = 2,82\text{kN/m}$$

Stützmoment über dem Zwischenaufleger:

$$M_{B,k} = -0,125 \cdot 0,5[\text{kN/m}^2] \cdot (3[\text{m}])^2 = -0,56\text{kNm/m}$$

$$M_{B,Ed} = 1,5 \cdot 0,56[\text{kNm/m}] = -0,84\text{kNm/m}$$

Aus Biegung resultierende Druckkraft im Deckblech

$$N_{Ed} = \frac{M_{B,Ed}}{(H+t)} = \frac{0,84[\text{kNm/m}]}{(50[\text{mm}] + 0,5[\text{mm}])} = 16,63\text{kN/m}$$

1 Nachweise der Zugverankerung

Es wird angenommen, dass ein Ausreißen der Schrauben aus der Unterkonstruktion oder ein Zugbruch der Schrauben nicht maßgebend wird. Der Durchknöpfungsnachweis des Sandwichelementes ist daher im Folgenden zu führen.

1.1 Nachweise am Zwischenaufleger

1.1.1 Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Einwirkung je Schraube:

$$F_{P,ULS,Ed} = 2,82[\text{kN/m}] / 3[\text{Schrauben/m}] = 0,94\text{kN/Schraube}$$

Durchknöpftragfähigkeit je Schraube:

$$\alpha_{ULS} = 1,09 + (1,03 - 1,09) \frac{(420[\text{N/mm}^2] - 400[\text{N/mm}^2])}{(450[\text{N/mm}^2] - 400[\text{N/mm}^2])} = 1,066$$

$$F_{P,ULS,Rd} = \frac{\alpha_{ULS} \cdot d_w \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{M,ULS}} = \frac{1,066 \cdot 16[\text{mm}] \cdot 0,5[\text{mm}] \cdot 420[\text{N/mm}^2]}{1,33}$$

$$F_{P,ULS,Rd} = 2.693\text{N} = 2,69\text{kN} > 0,94\text{kN}$$

=> Nachweis erfüllt!

s. Tabelle 8.1
durch lineare
Interpolation

s. Gl. (8.5)

1.1.2 Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Einwirkung je Schraube:

$$F_{P,SLS,Ed} = 1,88[\text{kN/m}] / 3[\text{Schrauben/m}] = 0,63\text{kN/Schraube}$$

Durchknöpffragfähigkeit je Schraube:

$$\alpha_{SLS} = 0,0954 + (0,0484 - 0,0954) \frac{(420[\text{N/mm}^2] - 400[\text{N/mm}^2])}{(450[\text{N/mm}^2] - 400[\text{N/mm}^2])}$$

$$\alpha_{SLS} = 0,091$$

$$F_{P,SLS,Rd} = \frac{\alpha_{SLS} \cdot w_0 \cdot d_w \cdot t \cdot f_u}{Y_{M,SLS}}$$

$$F_{P,SLS,Rd} = \frac{0,091 \cdot 3[\text{mm}] \cdot 16[\text{mm}] \cdot 0,5[\text{mm}] \cdot 420[\text{N/mm}^2]}{1,0}$$

$$F_{P,SLS,Rd} = 917\text{N} = 0,92\text{kN} > 0,63\text{kN}$$

=> Nachweis erfüllt!

s. Tabelle
8.2
durch
lineare
Interpolation

s. Gl. (8.6)

1.2 Nachweise am Endauflager

1.2.1 Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Einwirkung je Schraube:

$$F_{P,Uls,Ed} = 0,84[\text{kN/m}] / 3[\text{Schrauben/m}] = 0,28\text{kN/Schraube}$$

Durchknöpffragfähigkeit je Schraube

$$\psi = 0,6 + \frac{50[\text{mm}]}{250[\text{mm}]} = 0,8 \quad \text{mit } e_r > 50\text{mm}$$

$$F_{P,Uls,Rd,red} = \psi \cdot F_{P,Uls,Rd} = 0,8 \cdot 2.986\text{N} = 2.389\text{N} = 2,39\text{kN} > 0,28\text{kN}$$

=> Nachweis erfüllt!

s. Gl. (5.22)

s. Gl. (5.21)

1.2.2 Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Einwirkung je Schraube:

$$F_{P,SLS,Ed} = 0,56[\text{kN/m}] / 3[\text{Schrauben/m}] = 0,19\text{kN/Schraube}$$

Durchknöpffragfähigkeit je Schraube

$$F_{P,SLS,Rd,red} = \psi \cdot F_{P,Uls,Rd} = 0,8 \cdot 917\text{N} = 733\text{N} = 0,73\text{kN} > 0,19\text{kN}$$

=> Nachweis erfüllt!

s. Gl. (5.21)

2 Nachweise des Druckauflagers2.1 Nachweis am Zwischenaufleger

$$\beta_{ULS} = 1,63$$

$$j=2 \text{ (für Zwischenaufleger)}$$

$$F_{Rd2} = \frac{j \cdot \beta_{ULS} \cdot t \cdot E_C + B_S \cdot f_C}{\gamma_{M,ULS}}$$

$$F_{Rd2} = \frac{2 \cdot 1,63 \cdot 0,5[\text{mm}] \cdot 3,0[\text{N/mm}^2] + 40[\text{mm}] \cdot 0,15[\text{N/mm}^2]}{1,33}$$

$$F_{Rd2} = \frac{4,89[\text{N/mm}] + 6,0[\text{N/mm}]}{1,33} = 8,19\text{kN/m} > 2,82\text{kN/m}$$

=> Nachweis erfüllt!

s. Tabelle 8.3

s. Gl. (8.11)

2.2 Nachweis am Endauflager

$$\beta_{ULS} = 1,63$$

$$j=1 \text{ (für Endauflager)}$$

$$F_{Rd2} = \frac{j \cdot \beta_{ULS} \cdot t \cdot E_C + B_S \cdot f_C}{\gamma_{M,ULS}}$$

$$F_{Rd2} = \frac{1 \cdot 1,63 \cdot 0,5[\text{mm}] \cdot 3,0[\text{N/mm}^2] + 40[\text{mm}] \cdot 0,15[\text{N/mm}^2]}{1,33}$$

$$F_{Rd2} = \frac{2,45[\text{N/mm}] + 6,0[\text{N/mm}]}{1,33} = 6,35\text{kN/m} > 0,84\text{kN/m}$$

=> Nachweis erfüllt!

s. Gl. (8.11)

3 Nachweise der Knittertragfähigkeit am Zwischenaufleger**3.1 Knittertragfähigkeit an der Innenschale (am Druckaufleger)**

Ermittlung der Widerstandswerte:

$$N_{cr,w} = 0,82 \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \cdot t \cdot b \quad \text{s. Gl. (8.13)}$$

$$= 0,82 \cdot \sqrt[3]{210.000[\text{N/mm}^2] \cdot 3,0[\text{N/mm}^2] \cdot 2,5[\text{N/mm}^2]} \\ \cdot 0,5[\text{mm}] \cdot 1[\text{mm}]$$

$$N_{cr,w} = 95,4\text{N/mm} = 95,4\text{kN/m}$$

$$N_{Rd} = t \cdot b \cdot f_{y,Rd} = 0,5[\text{mm}] \cdot 1[\text{mm}] \cdot \frac{350}{1,1}[\text{N/mm}^2] = 159\text{kN/m} \quad \text{s. Gl. (8.14)}$$

$$M_{pl,Rd} = \frac{t^2 \cdot b \cdot f_{y,Rd}}{4} = \frac{(0,5[\text{mm}])^2 \cdot 1[\text{mm}] \cdot \frac{350}{1,1}[\text{N/mm}^2]}{4} \quad \text{s. Gl. (8.15)}$$

$$= 19,89\text{Nmm/mm}$$

Bestimmung der Ersatzimperfectionen:

$$e_{0,w} \leq \left(\frac{N_{Rd}}{N_{cr,w}} - 0,61 \right) \cdot \frac{t}{6,26} = \left(\frac{159[\text{kN/m}]}{95,4[\text{kN/m}]} - 0,61 \right) \cdot \frac{0,5[\text{mm}]}{6,26} \quad \text{s. Gl. (8.17)}$$

$$= 0,084\text{mm}$$

Für die linienförmige Druckauflagerung am inneren Deckblech:

Ermittlung der lokalen Verformung bei Gebrauchslastniveau

$$\beta_{SLS} = \frac{\beta_{ULS}}{2} = \frac{1,63}{2} = 0,82 \quad \text{s. Gl. (8.10)}$$

$$F_{Rd1,2} = w_0 \cdot \frac{j \cdot \beta_{SLS} \cdot t \cdot E_C + B_S \cdot E_C / 100}{Y_{M,SLS}} \quad \text{s. Gl. (8.11)}$$

$$1,88\text{kN/m} = w_0 \cdot \frac{2 \cdot 0,82 \cdot 0,5[\text{mm}] \cdot 3,0[\text{N/mm}^2] + 40[\text{mm}] \cdot 3,0[\text{N/mm}^2] / 100}{1,0}$$

$$\Rightarrow w_0 = 0,51\text{mm} \quad \text{s. Gl. (8.19)}$$

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e} \left(0,0027 \frac{E_s \cdot B_s}{t} \right) = 0,51[\text{mm}] / \left(0,007 \frac{3,0[\text{N}/\text{mm}^2] \cdot 1,40[\text{mm}]}{0,5[\text{mm}]} \right)$$

$$e_{0,L} = 0,51[\text{mm}] / 5,36 = 0,09$$

s. Gl. (8.16)

$$e_0 = e_{0,w} + e_{0,L} = 0,084[\text{mm}] + 0,09[\text{mm}] = 0,174[\text{mm}]$$

$$\frac{N_{Ed,w}}{N_{Rd}} + \frac{N_{Ed,w} \cdot e_0}{M_{pl,Rd}} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N_{Ed,w}}{N_{cr}}} \right) \leq 1,0$$

s. Gl. (8.12)

$$\frac{16,63[\text{N}/\text{mm}]}{159[\text{N}/\text{mm}]} + \frac{16,63[\text{N}/\text{mm}] \cdot 0,174[\text{mm}]}{19,89[\text{Nmm}/\text{mm}]} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{5,57[\text{N}/\text{mm}]}{95,4[\text{N}/\text{mm}]}} \right)$$

$$= 0,28 < 1,0$$

=> Nachweis ist erfüllt!

Löst man die obige Gleichung nach der Drucknormalkraft N_{Ed} im Deckblech auf und ermittelt die maximale Traglast, so ergibt sich ein Wert von 44,18kN/m.

Diskussion

$$N_{Ed,w} \leq 44,18\text{kN}/\text{m}$$

Würde man die Ersatzimperfektion infolge äußerer Last $e_{0,L}$ vernachlässigen, so ergäbe sich eine Drucknormalkraft von 58,22kN/m. Damit entspricht die Knittertragfähigkeit dem bereits von *Stamm/Witte* definierten Ansatz von 61% der idealen Knitterverzweigungslast. Es bestätigt sich also erneut, dass der Ansatz nach Theorie II. Ordnung durch geeignete Ersatzimperfektionen in der Lage ist das Knitterproblem zu erfassen.

$$N_{Ed,w} \leq 58,22\text{kN}/\text{m} \equiv 0,61 \cdot N_{cr,w} = 58,19\text{kN}/\text{m}$$

Die Abminderung am inneren Deckblech beträgt 24% (44,18kN/58,22kN) und liegt damit über dem pauschalen

Abminderungsansatz der bauaufsichtlichen Zulassung für Sandwechelemente. Dies liegt natürlich auch in der geringen Auflagerbreite begründet, welche die Mindestbreite der bauaufsichtlichen Zulassung von 60mm unterschreitet.

3.2 Knittertragfähigkeit an der Außenschale (an der Schraubenverankerung)

Ermittlung der Widerstandswerte:

$$N_{cr,w} = 95,4N/mm$$

$$N_{Rd} = 159N/mm$$

$$M_{pl,Rd} = 19,89Nmm/mm$$

s. 3.1

Bestimmung der Ersatzimperfectionen:

$$e_{0,w} = 0,084mm$$

s. 3.1

Für die punktuelle Verankerung am äußeren Deckblech:

Ermittlung der lokalen Verformung bei Gebrauchslastniveau

$$F_{p,Ed} = \frac{\alpha_{SLS} \cdot w_0 \cdot d_w \cdot t \cdot f_u}{Y_{M,SLS}}$$

s. Gl. (8.15)

$$630N = \frac{0,091 \cdot w_0 [mm] \cdot 16[mm] \cdot 0,5[mm] \cdot 420[N/mm^2]}{1,0}$$

$$\Rightarrow w_0 = 2,06mm$$

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e \left(0,002 \frac{E_c \cdot L_s}{t} \right)} = \frac{2,06[mm]}{e \left(0,002 \frac{3,0[N/mm^2]}{0,5[mm]} \cdot 333[mm] \right)}$$

s. Gl. (8.17)

$$e_{0,L} = \frac{2,06[mm]}{54,4} = 0,038$$

$$e_0 = e_{0,w} + e_{0,L} = 0,084[mm] + 0,038[mm] = 0,122[mm]$$

s. Gl. (8.16)

s. Gl. (8.12)

$$\frac{N_{Ed,w}}{N_{Rd}} + \frac{N_{Ed,w} \cdot e_0}{M_{pl,Rd}} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N_{Ed,w}}{N_{cr}}} \right) \leq 1,0$$

$$\frac{16,63[\text{N/mm}]}{159[\text{N/mm}]} + \frac{16,63[\text{N/mm}] \cdot 0,122[\text{mm}]}{19,89[\text{Nmm/mm}]} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{5,57[\text{N/mm}]}{95,4[\text{N/mm}]}} \right)$$

$$= 0,23 < 1,0$$

=> Nachweis ist erfüllt!

Setzt man die Ersatzimperfektion für die punktuelle Verankerung an der Außenseite des Elementes an, so ergibt sich eine maximale Knitterdruckkraft von 51,14kN/m. Dies entspricht einer Abminderung von 12% und ist damit in diesem Fall gegenüber der bauaufsichtlichen Zulassung mit der pauschalen Abminderung von 20% günstiger.

$$N_{Ed,w} \leq 51,14\text{kN/m}$$

Diskussion

Anhand des obigen Beispiels konnte für einen konkreten Fall der Nachweis der Lasteinleitung an den Auflagerstellen eines Sandwichelementes inklusive der Interaktionsnachweise mit dem Knitterversagen geführt werden.

8.6 Fazit

Durch die einfach handzuhabenden Bemessungsformeln, die in diesem Kapitel entwickelt wurden, ist es möglich eine vollständige Bemessung von Sandwichelementen an Auflagerungs- und Verankerungsstellen durchzuführen. Sowohl die lokale Tragfähigkeit als auch die Knittertragfähigkeit unter Berücksichtigung der einwirkenden Auflagerkraft können rechnerisch ermittelt werden. Durch ein ausführliches Rechenbeispiel wird das Bemessungsverfahren konkret dargelegt.

Damit ermöglichen die Ausführungen dieses Kapitels eine baupraktische Anwendung der zuvor wissenschaftlich-theoretisch hergeleiteten Methoden.

9 Folgen für die derzeitige Bauweise

In diesem Kapitel sollen die Forschungsergebnisse der vorliegenden Arbeit in einen größeren Kontext unter Berücksichtigung der in Kapitel 2 vorgestellten Grundlagen zum Stand der Forschung und Technik gestellt werden. Dies betrifft den Einfluss auf die derzeit üblichen Bemessungsverfahren und die zugehörigen Konstruktionsweisen, die durch die Zielsetzung dieser Arbeit – nämlich der Entwicklung einer allgemeinen mechanischen Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen unter Beanspruchung und deren Interaktion mit einem Knitterversagen – beeinflusst werden.

Im Rahmen dieses Kapitels werden zunächst die Verbesserungen im Bereich der direkten Verankerung vorgestellt, welche die Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung in dieser Arbeit mit sich bringen. Daran anschließend wird auf die Druckauflagerung und die derzeitige Bemessung nach *DIN EN 14509* im Vergleich zu den hier gewonnenen Erkenntnissen eingegangen. Abschließend wird die derzeitige Vorgehensweise bei der Bemessung der Knittertragfähigkeit unter Berücksichtigung einer pauschalen Lasteinleitung untersucht.

9.1 Bemessung der direkten Verankerung

Die Bemessung der direkten Verankerungen erfolgt derzeit auf Grundlage einer allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung für alle mechanischen Verbindungsmittel von Sandwichelementen [R2]. Abhängig von der Blechdicke des Sandwichelementes und der Blechdicke der tragenden Unterkonstruktion wird für jedes Element eine maximale Zugtragfähigkeit angegeben. Bei kleinen Blechdicken der Unterkonstruktion ist der Zugtragfähigkeitswert durch das Ausreißen des Schraubengewindes aus der Unterkonstruktion maßgebend. Bei größeren Blechdicken der Unterkonstruktion – erfahrungsgemäß kann dabei grob von Blechdicken über drei Millimeter ausgegangen werden – ist das Durchknöpfversagen der Unterlegscheibe am Sandwichelement maßgebend. Ein Zugbruch der Schraube wird im Hinblick auf die hohe statische Tragfähigkeit des Schraubenquerschnittes praktisch nicht maßgebend. Dies gilt zumindest, solange keine zusätzlichen ermüdungsrelevanten Beanspruchungen, beispielsweise durch Schraubenkopfauslenkung infolge von thermischen Zwangsbeanspruchungen, auftreten, die zu einer Reduktion der Zugtragfähigkeit führen.

Da die Durchknöpftragfähigkeit an Stahlblechbügelproben ermittelt wird, vergleiche Bild 2.11, ist die Blechdicke der durchgeknöpften Deckschale die einzige Größe, die im Rahmen der bauaufsichtlichen Zulassung [R2] angegeben werden muss. Die Forschungsergebnisse dieser Arbeit zeigen jedoch, dass die

gemeinsame Wirkung von Deckblech und Sandwichkern essentiell für das lokale Tragverhalten ist. Das hier bereitgestellte Bemessungsverfahren berücksichtigt daher auch die Materialeigenschaften des Sandwichkerns. Zwar haben *Saal/Misiek* [44] gezeigt, dass die Tragfähigkeit der Bügelprobe tendenziell auf der sicheren Seite liegt, jedoch bietet das hier entwickelte Bemessungsverfahren die Möglichkeit einer realistischen Bemessung auf Grundlage des tatsächlichen Tragverhaltens.

Anstatt die Durchknöpfragfähigkeit durch eine Vielzahl von Versuchen unabhängig vom Sandwichelement festzulegen, bietet das hier vorgestellte Bemessungsverfahren die Möglichkeit die Durchknöpfragfähigkeit rechnerisch zu ermitteln.

Am Beispiel der Schraube JZ 3-6,3 x L, siehe [R2], soll konkret gezeigt werden, dass es mit dem hier entwickelten Bemessungsverfahren auch möglich ist Tragfähigkeitszugewinne zu berücksichtigen. Nimmt man eine Blechdicke des Sandwichelementes von $t_1=0,5\text{mm}$ und eine Stahlgüte S350GZ+Z an, so kann die Durchknöpfragfähigkeit beispielsweise anhand der Beispielbemessung aus Kapitel 8.2.1 zu $F_{P,ULS,Rd} = 2,98\text{kN}$ berechnet werden. Dieser Wert ist dabei abhängig von der Deckblechdicke, der Unterlegscheibengröße und den Materialeigenschaften des verwendeten PUR-Sandwichkerns. Anhand von Bild 9.1 lässt sich aus der bauaufsichtlichen Zulassung eine maximale Zugtragfähigkeit von $N_{R,k} = 2,0\text{kN}$ ablesen. Für den Nachweis der Zugtragfähigkeit ist dieser Wert noch um einen Sicherheitsfaktor von 1,33 auf $N_{R,d} = 1,50\text{kN}$ abzumindern. Da dieser Wert der Zugtragfähigkeit unabhängig von der Blechdicke der tragenden Unterkonstruktion t_{II} ist, siehe Bild 9.1, lässt sich schlussfolgern, dass ein Versagen infolge Durchknöpfens maßgebend ist und es sich um die ansetzbare Durchknöpfragfähigkeit handelt. Es zeigt sich also, dass im Grenzzustand der Tragfähigkeit eine deutlich erhöhte Durchknöpfragfähigkeit ausgenutzt werden kann, wenn das gemeinsame Tragverhalten von Deckblech und Schaumkern berücksichtigt wird. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die Tragfähigkeitswerte der bauaufsichtlichen Zulassung Quantilwerte einer Versuchsreihe sind, wohingegen das hier entwickelte Bemessungsverfahren zunächst anhand der Mittelwerte der durchgeführten Versuche kalibriert wurde. Dieser Umstand alleine bringt schon einen Tragfähigkeitszugewinn.

Der N-V Interaktionsnachweis, siehe Gleichung (9.1), lässt sich analog zur Vorgabe der bauaufsichtlichen Zulassung führen, wobei die Zugtragfähigkeit, falls ein Durchknöpfen maßgebend wird, durch das hier entwickelte Bemessungsverfahren

9.1 Bemessung der direkten Verankerung

berechnet werden kann. Der Interaktionsnachweis an sich ist derzeit jedoch auch Gegenstand weitere Forschungstätigkeit, siehe Forschungsvorhaben SandFast⁵.

$$\frac{N_{Ed}}{F_{p,ULS,Rd}} + \frac{V}{V_{Rd}} \leq 1,0 \quad (9.1)$$

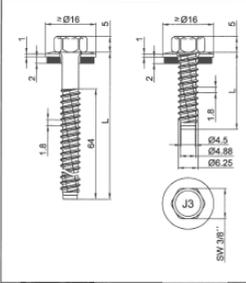
		Verbindungselement EJOT® JZ3-6,3 x L mit Dichtscheibe > Ø16 mm Werkstoffe Schraube: nichtrostender Stahl, DIN EN 10088 Werkstoff-Nr. 1.4301 Scheibe: nichtrostender Stahl, DIN EN 10088 Werkstoff-Nr. 1.4301 mit aufvulkanisierter EPDM-Dichtung Hersteller EJOT Baubefestigungen GmbH In der Stockwiese 35 D-57334 Bad Laasphe Vertrieb EJOT Baubefestigungen GmbH In der Stockwiese 35 D-57334 Bad Laasphe Tel.: +49 (0) 2752 908-0 Fax: +49 (0) 2752 908-731 Internet: www.ejot.de									
Bauteil II aus Stahl mit t_b in [mm]: S235 nach DIN EN 10025-1 S280GD+xx oder S320GD+xx nach DIN EN 10346											
Ø Bohrloch	1,50		2,00	2,50	3,00	4,00	5,00	6,00	8,00	≥ 10,0	
Bauteil I , Bleichdicke t_b bzw. $t_{a,b}$ in [mm]: S280GD+xx oder S320GD+xx nach DIN EN 10346 Querkraft N_{Ed} in [kN] Zugkraft N_{Ed} in [kN]	0,40		0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94
	0,50		1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40
	0,55		1,70	1,70	1,70	1,70	1,70	1,70	1,70	1,70	1,70
	0,63		2,00	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10
	0,75		2,00	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10
	0,88		2,00	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10
	1,00		2,00	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10	2,10
	0,40		1,36	1,36	1,36	1,36	1,36	1,36	1,36	1,36	1,36
0,50	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00		
0,55	2,00	2,50	2,50	2,50	2,50	2,50	2,50	2,50	2,50		
0,63	2,00	2,90	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00		
0,75	2,00	2,90	3,90	3,90	3,90	3,90	3,90	3,90	3,90		
0,88	2,00	2,90	3,90	4,10	4,10	4,10	4,10	4,10	4,10		
1,00	2,00	2,90	3,90	4,30	4,30	4,30	4,30	4,30	4,30		
max. Kopflängenl. u. Stabdachenelementdicke d oder D alle Maße in [mm]	30	20,0	7,0	7,0	7,0	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	
40	26,5	10,0	10,0	10,0	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5	
50	33,5	12,5	12,5	12,5	5,5	5,5	5,5	5,5	5,5	5,5	
60	40,0	15,5	15,5	15,5	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	
70	40,0	18,5	18,5	18,5	9,5	9,5	9,5	9,5	9,5	9,5	
80	40,0	21,5	21,5	21,5	12,5	12,5	12,5	12,5	12,5	12,5	
100	40,0	27,0	27,0	27,0	18,0	18,0	18,0	18,0	18,0	18,0	
120	40,0	32,5	32,5	32,5	23,5	23,5	23,5	23,5	23,5	23,5	
≥ 140	40,0	38,5	38,5	38,5	29,0	29,0	29,0	29,0	29,0	29,0	
Weitere Festlegungen:											
Schrauben	Charakteristische Tragfähigkeitswerte für das Verbindungselement		EJOT® JZ3-6,3 x L								
		Anlage 3.4 zur allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Nr. Z-14.4-407 vom 23. November 2011									

Bild 9.1: Auszug aus der bauaufsichtlichen Zulassung Z14.4-407 [R2]

⁵ Sandfast – Entwicklung und Optimierung praxisgerechter Befestigungen von Sandwichelementen durch konstruktive Sonderlösungen, Forschungsvorhaben Institut für Sandwichtechnik der Fachhochschule Mainz, Prof. Dr.-Ing. Bernd Naujoks

9.2 Bemessung des Druckauflagers

Die Bemessung des linienförmigen Druckauflagers erfolgt anders als die Bemessung der Schraubenverankerung bereits über eine normativ geregelte rechnerisch zu ermittelnde Tragfähigkeit, siehe *DIN EN 14509* [R12]. Die Tragfähigkeit des Druckauflagers wird dabei aber ausschließlich durch die Materialeigenschaften des Sandwichkerns bestimmt, wohingegen bei der Durchknöpfragfähigkeit ausschließlich das Deckblech berücksichtigt wird. Da es sich in beiden Fällen jedoch um ein Lasteinleitungsproblem einer lokalen Druckbeanspruchung in das Sandwichelement handelt, ist dieses gegensätzliche Vorgehen widersprüchlich. Hinzu kommt, dass die normative Tragfähigkeit des Druckauflagers von der Kernschichtdicke des verwendeten Sandwichelementes abhängt. Die Forschungsergebnisse dieser Arbeit haben jedoch deutlich gezeigt, dass die Dicke des Sandwichelementes keinen Einfluss auf das Tragverhalten ausübt, solange eine ausreichende Sandwichkernstärke vorhanden ist. Als ausreichend können dabei die aus Wärmeschutzgründen ohnehin benötigten Dicken über 40mm angesehen werden. Aus diesem Grunde können zwei wesentliche Verbesserungen erzielt werden

- Für Sandwichelemente mit geringer Schaumkerndicke können erhöhte Traglasten gegenüber der *DIN EN 14509* berechnet werden.
- Für Sandwichelemente mit großer Schaumkerndicke besteht nach *DIN EN 14509* die Gefahr die lokale Drucktragfähigkeit zu überschätzen.

Möchte man das Gedankenmodell der Lastausbreitung im Schaumkern trotzdem für eine Bemessung des Druckauflagers ansetzen, so ist die maximal ansetzbare Schaumkerndicke zumindest zu beschränken, um sichere Ergebnisse zu garantieren. Ohne eine mechanische Begründung lässt sich durch den Vergleich der Bemessungsformeln (2.17) und (8.9) ein zahlenmäßiger Zusammenhang abschätzen, siehe Gleichung (9.2), wobei Sicherheitsbeiwerte vernachlässigt werden. Direkt unterhalb des Auflagers setzen beide Modellvorstellungen ein Erreichen der Schaumdruckfestigkeit f_c an. Diese Anteile kürzen sich heraus, so dass durch Gleichsetzen der jeweils seitlich verteilten Spannungen die notwendige Schaumkerndicke d rechnerisch bestimmt werden kann.

$$\begin{aligned} B_S \cdot f_c + k \cdot d \cdot f_c &= j \cdot \beta_{ULS} \cdot t \cdot E_C + B_S \cdot f_c \\ \Rightarrow k \cdot d \cdot f_c &= 2 \cdot \beta_{ULS} \cdot t \cdot E_C \end{aligned} \quad (9.2)$$

Man kann die maximal ansetzbare Schaumkerndicke d_{max} beispielsweise anhand der Materialeigenschaften des Versuchskörpers 4.10.xx, unabhängig von der verwendeten Stempelbreite B_S , bestimmen. Dabei zeigt sich, dass die rechnerisch maximal ansetzbare Kerndicke größer als die vorhandene Dicke $d=120\text{mm}$ ist. Der

Ansatz der vollen Kerndicke von $d=120\text{mm}$ ist also möglich. Damit kann gezeigt werden, dass der Bemessungsansatz nach *DIN EN 14509* in diesem Fall sichere Ergebnisse produziert, siehe Gleichung (9.3).

$$\begin{aligned}k \cdot d &= 2 \cdot \beta_{\text{ULS}} \cdot t \cdot E_C \\d &= \frac{2}{k} \cdot \beta_{\text{ULS}} \cdot t \cdot \frac{E_C}{f_c} \\d &= \frac{2}{0,5} \cdot 1,635 \cdot 0,6 \cdot \frac{2,5}{0,068} \\ \Rightarrow d_{\text{max}} &= 144\text{mm} > 120\text{mm} = d_{\text{vorh}}\end{aligned}\tag{9.3}$$

Will man eine konservative Abschätzung der ansetzbaren Maximalkerndicke erhalten, so lässt sich diese mit einigen Annahmen auf der sicheren Seite berechnen. Da der Schaumkern E-Modul und die Festigkeit über die Schaumkerndicke miteinander gekoppelte Größen sind, kann vereinfachend von einem Verhältnis $E_C/f_c=20\text{-}30$ ausgegangen werden. Der Bemessungsbeiwert β_{ULS} kann vereinfachend zu 1,0 abgeschätzt werden. Damit ergibt sich eine Anforderung an eine Mindestauflagerdicke in Abhängigkeit von der Deckblechdicke nach Gleichung (9.4).

$$\begin{aligned}d &= \frac{2}{0,5} \cdot 1,0 \cdot t \cdot 20 \\ \Rightarrow d_{\text{max}} &= 80 \cdot t\end{aligned}\tag{9.4}$$

Die nach Gleichung (9.4) maximal ansetzbare Schaumkerndicke ist konservativ und unwirtschaftlich abgeschätzt und nur als gedankliche Stütze gedacht. Berücksichtigt man eine realistische Blechdicke von $t=0,5\text{mm}$, ergibt sich damit eine Einflusstiefe, die im Nachweis nach *DIN EN 14509* maximal berücksichtigt werden darf von $d_{\text{max}}=40\text{mm}$.

Durch das in dieser Arbeit entwickelte Bemessungsverfahren kann der normative Ansatz der *DIN EN 14509* [R12] durch ein ganzheitliches Bemessungskonzept, welches auch die punktuelle Auflagerung beschreiben kann, ersetzt werden. Die Berücksichtigung einer Mindestauflagerbreite an einem Endauflager ($B_S \geq 40\text{mm}$) ist dementsprechend nicht mehr notwendig. Da neben der reinen lokalen Tragfähigkeit auch die Interaktion mit einem Knitterversagen aus globaler Bauteilbiegung untersucht wird, kann auch die Forderung nach einer Mindestauflagerbreite am Zwischenaflager ($B_S \geq 60\text{mm}$) entfallen. Damit ist es möglich die Anwendungsbreite von Sandwichelementen zu erweitern.

9.3 Bemessung der Knittertragfähigkeit

Die Bemessung der Knittertragfähigkeit basiert derzeit noch auf experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerten, die in bauaufsichtlichen Zulassungen für Sandwichelemente geregelt sind. Dabei werden die Tragfähigkeitswerte für ein Knitterversagen eines Deckbleches unter Biegedruckbeanspruchung ohne Berücksichtigung der Auflagersituation ermittelt. Praktisch wird der Versuchskörper in einem Vierpunkt-Biegeversuch, siehe Bild 2.16, zwar durch Lasteinleitungsstempel beansprucht, die neben der Biegedruckbeanspruchung im Deckblech auch eine lotrechte Lasteinleitung erzeugen. Schaut man sich die zu diesem Versuchsaufbau gehörigen Versagensformen der knitternden Deckbleche an, so erkennt man häufig, dass ein Versagen eben genau an der Lasteinleitungsstelle und nicht mittig im Probekörper eintritt. Da somit Ergebnisse auf der sicheren Seite liegend produziert werden, kann dieses Vorgehen akzeptiert werden, zumal sich gezeigt hat, dass die experimentell ermittelten Knittertragfähigkeiten in der Regel höher liegen als rechnerisch ermittelte Werte nach *Stamm/Witte* [47], siehe Gleichung (2.32). Unabhängig davon gibt die bauaufsichtliche Zulassung keine Möglichkeit die Knitterlastabminderung einer zusätzlichen Lasteinleitung beispielsweise an den Auflagerungsstellen berechnen zu können. Stattdessen werden pauschale Abminderungen von 10% für die Linienlagerung eines Druckauflagers und 20% für die punktuelle Lagerung einer Sogverankerung angesetzt. Bei mehr als drei Schrauben pro Meter ist zusätzlich ein Abminderungsfaktor von $k=(11-n_{\text{Schrauben}})/8$ zu berücksichtigen.

Ein konkreter Vergleich anhand eines im Rahmen dieser Arbeit auch experimentell untersuchten Sandwichelementes (Versuchskörper VK8.2) zeigt, dass der Ansatz der bauaufsichtlichen Zulassung zwar sichere Ergebnisse liefert, jedoch das komplexe Tragverhalten, wie es in dieser Arbeit untersucht wurde, nicht wiedergeben kann, siehe Bild 9.2. Der bauaufsichtlichen Zulassung liegt eine Knittertragfähigkeit von 60N/mm^2 zugrunde, was leicht unterhalb des mit Gleichung (2.32) errechneten Wertes von 64N/mm^2 entspricht. Dieser Wert basiert auf den Materialeigenschaften, wie sie experimentell bestimmt wurden und nicht auf den Zulassungswerten. Da an dieser Stelle die Abminderungsansätze der Zulassung diskutiert werden sollen, wird im Folgenden zur Vergleichbarkeit mit einer Knitterspannung von 64N/mm^2 gerechnet.

Zunächst kann gesagt werden, dass vor allem bei der punktuellen Lasteinleitung der Abminderungsansatz sichere Ergebnisse produzieren kann und sogar in der Lage ist, die Traglastabminderung bei hoher Schraubendichte zu berücksichtigen. Bei genauerer Betrachtung fällt jedoch auf, dass für große Schraubenabstände eine unnötige Abminderung vorgenommen wird. Dass die Knittertragfähigkeiten für große Schraubenabstände und große Stempelbreiten identisch sind und gegen

9.3 Bemessung der Knittertragfähigkeit

den Tragfähigkeitswert ohne Beachtung einer Lasteinleitung, nämlich eben die 64N/mm^2 , tendieren, wird nicht berücksichtigt.

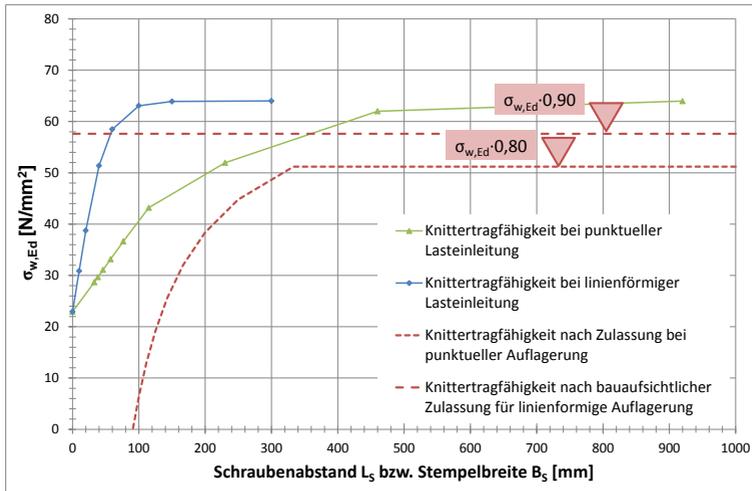


Bild 9.2: Konkrete Beispielbemessung und Vergleich mit Tragfähigkeitswerten aus bauaufsichtlicher Zulassung [R1]

Betrachtet man die Knittertragfähigkeiten bei linienförmiger Auflagerung (blaue Kurve), erkennt man, dass die pauschale Abminderung um 10% bei großen Auflagerbreiten von mehr als 60mm (Mindestauflagerbreite nach bauaufsichtlicher Zulassung) sichere Ergebnisse liefert. Bei einer Auflagerbreite von 60mm liegt in diesem Beispiel die errechnete Knittertragfähigkeit bei ca. 90% der vollen Knittertragfähigkeit. Aufgrund der Vielzahl von Einflussparametern kann nicht davon ausgegangen werden, dass die Knittertragfähigkeit bei einer Auflagerbreite von 60mm generell um 10% abfällt. Trotzdem ist es auffällig, dass im Zuge einer Beispielrechnung mit realistischen Eingangsparametern genau diese Korrelation zu beobachten ist. Die Forderung der bauaufsichtlichen Zulassung nach einer Mindestauflagerbreite von 60mm für ein Zwischenaufleger kann durch dieses Beispiel anschaulich erklärt werden.

Geringere Auflagerbreiten als 60mm können am Zwischenaufleger mit der pauschalen Abminderung der Knittertragfähigkeit gemäß bauaufsichtlicher Zulassung nicht sicher bemessen werden und sind aus diesem Grunde ausgeschlossen. Der hier entwickelte Bemessungsansatz zur Interaktion von Knittertragfähigkeit und Lasteinleitung schafft jedoch erstmals die Möglichkeit auch geringere Druckauflagerbreiten als 60mm sicher bemessen zu können.

9.4 Fazit

In diesem Kapitel werden die Erkenntnisse und Methoden, die in dieser Arbeit entwickelt wurden, mit dem derzeitigen Stand der Technik verglichen. Zusammenfassend können die folgenden vier Punkte festgehalten werden.

- Derzeit wird die Durchknöpftragfähigkeit von direkten Verankerungen durch Versuche an Deckblechen bestimmt, der Schaumkern wird dabei vernachlässigt. Die lokale Drucktragfähigkeit eines Linienlagers wird dagegen rechnerisch nur dem Schaumkern zugewiesen, wobei in diesem Fall das Deckblech vernachlässigt wird. Dieses Vorgehen kann nun durch eine in dieser Arbeit entwickelte, allgemeine mechanische Modellvorstellung ersetzt werden.
- Die Bemessung der Durchknöpftragfähigkeit kann mit den Verfahren dieser Arbeit rechnerisch erfolgen, wodurch aufwendige Traglastermittlungen durch Versuche entfallen können. Durch die Berücksichtigung des gemeinsamen Tragverhaltens von Deckblech und Schaumkern können Tragfähigkeitszugewinne erzielt werden. Die Angabe der Durchknöpftragfähigkeit in einer bauaufsichtlichen Zulassung unabhängig vom Sandwichelement sollte dementsprechend überdacht werden.
- Die lokale Drucktragfähigkeit von Linienlagerungen von Sandwichelementen kann mit dem hier entwickelten Tragmodell realistisch berechnet werden. Das Gedankenmodell der *DIN EN 14509* hat sich als nicht realistisch herausgestellt, da die Schaumkerndicke keinen wesentlichen Einfluss auf die lokale Tragfähigkeit ausübt. Die mechanische Modellvorstellung erlaubt stattdessen die Bemessung geringer Auflagerbreiten, wodurch die Forderung von Mindestbreiten entfallen kann.
- Durch die Möglichkeit der Berücksichtigung einer lokalen Lasteinleitung kann der Knitternachweis auch an Auflagerungs- und Verankerungsstellen geführt werden. Mindestauflagerbreiten am Zwischenaufleger und pauschale Abminderungen der Tragfähigkeiten können dadurch entfallen.

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Die Zielsetzung dieser Arbeit war die Aufdeckung des Tragverhaltens von Sandwich-elementen unter lokaler Beanspruchung, die Entwicklung einer entsprechenden mechanischen Modellvorstellung und die Ableitung eines mechanisch begründeten Bemessungsverfahrens. Diese Zielsetzung konnte durch umfangreiche Versuchsauswertungen, numerische Vergleichsrechnungen und theoretische Überlegungen erreicht werden. Eine mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen unter punktueller und linienförmiger Lasteinleitung ermöglicht es das elastische Tragverhalten zu erklären und Tragfähigkeiten durch ein Bemessungsverfahren zu berechnen. Dabei können nicht nur die aufnehmbaren Kräfte, sondern auch die zugehörigen Verformungen und Spannungszustände des lokal beanspruchten Sandwichelementes in einem mechanisch begründeten konsistenten Rechenverfahren ermittelt werden.

Die entwickelte allgemeine mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen ermöglicht es im Rahmen dieser Arbeit die Interaktion von lokaler Beanspruchung mit einem Knitterversagen zu untersuchen und die gängigen pauschalisierten Bemessungsansätze weiter zu entwickeln. Dazu wurde das Knitterversagen in dieser Arbeit grundlegend in ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung überführt und durch den Einfluss der Lasteinleitung in Form von äquivalenten Ersatzimperfektionen erweitert.

Die wesentlichen Erkenntnisse dieser Arbeit können wie folgt zusammengefasst werden:

- An Auflagerstellen verhalten sich Sandwichelemente unter punktueller und linienförmiger Lasteinleitung grundlegend gleich. Das Deckblech und der Schaumkern zeigen ein interaktives lokales Tragverhalten, sowohl bei punktueller als auch linienförmiger Lasteinleitung. Im Deckblech kann von einem Membranspannungszustand ausgegangen werden, wobei das Deckblech federelastisch auf dem Sandwichkern gebettet ist. Diese Erkenntnis liefert die Grundlage für eine allgemeine mechanische Modellvorstellung zum lokalen Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung ein.
- Bei der punktuellen Lasteinleitung bei direkten Schraubenverankerungen bilden sich um die Lasteinleitung herum radial-symmetrisch verteilte Druck- und Zugringe aus, die durch die

Bettung auf dem Schaumkern verschmiert wirken. Konzentrierte Zugumfangsspannungen an der Lasteinleitung führen zu einem Aufreißen des Deckbleches mit anschließendem Durchknöpfen der Unterlegscheibe.

- Bei linienförmiger Lasteinleitung an Linienlagerungen wird das Deckblech in den Schaumkern eingedrückt, wodurch die eingeleitete Last in den Schaumkern abgetragen wird. Die Schaumkerndicke ist dabei nur unwesentlich für die lokale Drucktragfähigkeit. Das Deckblech verformt sich unter der lokalen Last und wird seitlich des eigentlichen Druckauflagers in den Schaumkern eingedrückt, wodurch in diesem Bereich ebenfalls Lasten abgetragen werden können. Dadurch ist das Sandwichelement in der Lage nennenswerte lokale Lasten selbst bei geringen Auflagerbreiten aufzunehmen.
- Das Knitterversagen kann als Stabilitätsproblem nach Theorie II. Ordnung berechnet werden. Durch die Entwicklung geeigneter Ersatzimperfektionen kann der Knitternachweis auch unter Berücksichtigung einer lokalen Beanspruchung am Auflager geführt werden. Die entwickelten geometrischen Ersatzimperfektionen hängen dabei direkt von der tatsächlichen lokalen Eindrückung ab, die mit den Methoden dieser Arbeit berechnet werden kann.

Durch die Lösung des Lasteinleitungsproblems ist es nun möglich, die Tragfähigkeit von Sandwichelementen an linienförmigen Druckauflagern und punktuellen Sogverankerungen rechnerisch in einem allgemeinen Bemessungsverfahren zu bestimmen. Damit kann die derzeitige Vorgehensweise über experimentell gestützte bauaufsichtliche Zulassungen durch ein analytisches Rechenverfahren ersetzt werden. Im Bereich der Druckauflagerung und der Interaktion mit einem Knitterversagen kann durch die Ergebnisse dieser Arbeit eine Optimierung von Konstruktionsweisen erfolgen, da pauschale Mindestanforderungen entfallen können. Die wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse dieser Arbeit vertiefen das Verständnis des Tragverhaltens von Sandwichelementen, fördern die Wirtschaftlichkeit der Bauweise und ermöglichen weitere Innovationen im Bereich der Befestigungstechnik.

10.2 Ausblick

Natürlich kann die vorliegende Arbeit nur einen Beitrag zur Lösung des Verankerungs- und Lasteinleitungsproblems von Sandwichelementen leisten. Die wissenschaftlich-technischen Grundlagen und das Verständnis zum Tragverhalten von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung, die in dieser Arbeit bereitgestellt werden, müssen bei zukünftigen Entwicklungen – zum Beispiel im

Bereich der Verankerung von Solaranlagen auf Sandwichdächern oder der Entwicklung einseitige Verankerungen, die keine Durchsteckmontage benötigen – weiter vertieft werden.

Die wesentlichen Anknüpfungspunkte zukünftiger Forschung werden im Folgenden kurz angeschnitten:

- Die Tragfähigkeit von Sandwichelementen unter lokaler Lasteinleitung, wie sie in dieser Arbeit untersucht wurde, bezieht sich ausschließlich auf statische Belastungen. Veränderliche dynamische Belastungen werden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Auch wenn in [R15] Angaben zur versuchsgestützten Ermittlung von Tragfähigkeiten bei zyklischer Beanspruchung enthalten sind, gilt es das grundlegende Tragverhalten im Hinblick auf Ermüdungsfestigkeiten zu verifizieren.
- Die in dieser Arbeit untersuchten Sandwichelemente verfügen allesamt über Polyurethanhartschäume als Kernwerkstoff. Es ist zu vermuten, dass die Anwendbarkeit der hier entwickelten Modellvorstellung und zugehörigen Bemessungsverfahren auf andere Kernwerkstoffe grundlegend möglich ist. Dies ist jedoch vor dem Hintergrund eines abweichenden Materialverhaltens zunächst zu verifizieren. Auch für Polyurethanhartschäume sollte eine vertiefende experimentelle Untersuchung mit einer größeren Parameterweite der Materialeigenschaften durchgeführt werden.
- Ein wichtiger, in dieser Arbeit noch nicht berücksichtigter, Punkt ist das Verhalten von Sandwichelementen mit nicht-ebenen Deckschichten. Die hier untersuchten Sandwichelemente verfügten, zumindest an der Lasteinleitungsseite, über ausschließlich ebene Deckbleche. Profilierungen, Linierungen oder Mikroprofilierungen wurden bei der Modellbildung nicht berücksichtigt. Durch die Betrachtung von Lasteinleitungen in Randlage konnte bereits gezeigt werden, dass die Randbedingungen einen Einfluss auf das lokale Tragverhalten haben. In Bezug auf die Knittertragfähigkeit gilt dies ebenso, wobei die Modellvorstellung zur Knittertragfähigkeit, wie vorherige Forschungsergebnisse zeigten [5], [11], auch bei geringfügigen Profilierungen näherungsweise angewendet werden kann.

Diese Arbeit ist als Beitrag zur Forschung und Entwicklung im Bereich der Sandwichbauweise zu verstehen, die den aktuellen Forschungsstand aufgreift und in Teilen weiterentwickelt. Dabei eröffnen die Erkenntnisse dieser Arbeit wiederum neue Möglichkeiten der Optimierung und Weiterentwicklung.

11 Literatur

11.1 Normen, Regelwerke und Vorschriften

- [R1] **Allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung Z-10.4-345:** Sandwechelemente mit PUR-Schaumkern und Stahldeckschichten für Dach und Wand, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, 28.02.2012
- [R2] **Allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung Z-14.4-407:** Gewindeformende Schrauben zur Verbindung von Sandwechelementen mit Unterkonstruktionen aus Stahl oder Holz, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, 01.12.2011
- [R3] **DIN 18807-6:** Trapezprofile im Hochbau - Teil 6: Aluminium Trapezbleche und ihre Verbindungen – Ermittlung der Tragfähigkeitswerte durch Berechnung, Deutsches Institut für Normung e.V., 1996
- [R4] **DIN EN 826:** Wärmedämmstoffe für das Bauwesen. Bestimmung des Verhaltens bei Druckbeanspruchung, Deutsches Institut für Normung e.V., 1996
- [R5] **DIN EN 1607:** Wärmedämmstoffe für das Bauwesen. Bestimmung der Zugfestigkeit senkrecht zur Plattenebene, Deutsches Institut für Normung e.V., 1997
- [R6] **DIN EN 1990:** Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung, Deutsches Institut für Normung e.V., 12/2010
- [R7] **DIN EN 1993-1-1:** *Eurocode 3:* Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Deutsches Institut für Normung e.V., 02/2006
- [R8] **DIN EN 1993-1-3:** *Eurocode 3:* Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche, Deutsches Institut für Normung e.V., 02/2006
- [R9] **DIN EN 1993-1-8:** *Eurocode 3:* Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen, Deutsches Institut für Normung e.V., 07/2005

- [R10] **DIN EN 10002-1:** Metallische Werkstoffe – Zugversuche Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Deutsches Institut für Normung e.V., 2001
- [R11] **DIN EN 12090:** Wärmedämmstoffe für das Bauwesen. Bestimmung bei Scherbeanspruchung, Deutsches Institut für Normung e.V., 1997
- [R12] **DIN EN 14509:** Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten, Deutsches Institut für Normung e.V., 2007
- [R13] **ECCS:** European Recommendations for Sandwichpanels , Part I Design, Europäische Konvention für Stahlbau, Brüssel, 2000
- [R14] **ECCS, CIB:** The Testing of Connections with Mechanical Fasteners in Steel Sheeting and Sections No. 124 2nd Edition, Europäische Konvention für Stahlbau, Brüssel, 2009
- [R15] **ECCS, CIB:** Preliminary European Recommendations for Testing and Design of Fastenings of Sandwich Panels No. 127, Europäische Konvention für Stahlbau, Brüssel, 2009
- [R16] **IFBS:** Montage – Richtlinie für die Planung und Ausführung von Dach-, Wand- und Deckenkonstruktionen aus Metallprofiltafeln, Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS, Düsseldorf, 2009
- [R17] **UEAtc:** Technical Report for the assessment of installations using sandwich panels with a CFC-free polyurethane foam, Europäische Union für das Agrément im Bauwesen, Paris, 1996

11.2 Fachliteratur

- [1] **Allen H.G.:** Analysis and Design of Structural Sandwich Panels, Pergamon Press, Oxford, 1969
- [2] **Basu A.K.:** Zur Herstellung und zum Werkstoffverhalten von Sandwichtragwerken des Werkstoffverbundsystems Stahlfeinblech-Polyurethan-Hartschaum, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1976
- [3] **Berner K.:** Stahl-Polyurethan Sandwichtragwerke unter Temperatur und Brandbelastung, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1978

-
- [4] **Berner K.:** Erarbeitung vollständiger Bemessungsgrundlagen im Rahmen bautechnischer Zulassungen für Sandwichbauteile – Teil 1: Bemessungsgrundlagen in Form von Rechenhilfen für alle relevanten Lastfälle und statischen Systeme, Forschungsbericht Fachhochschule Mainz, im Auftrag des Deutschen Institutes für Bautechnik, Mainz, 1994
- [5] **Berner K.:** Erarbeitung vollständiger Bemessungsgrundlagen im Rahmen bautechnischer Zulassungen für Sandwichbauteile – Teil 2: Berücksichtigung zusätzlicher Beanspruchungen bei der Bemessung von durchlaufenden Sandwichplatten im Zwischenstützenbereich, Forschungsbericht Fachhochschule Mainz, im Auftrag des Deutschen Institutes für Bautechnik, Mainz, 1995
- [6] **Böttcher M.:** Wand-Sandwichelemente mit Öffnungen, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2004
- [7] **Brinkmann A.:** Untersuchung der Nachhaltigkeit von Sandwichelementen unter besonderen Berücksichtigung der Rezyklierbarkeit, Diplomarbeit, Technische Universität Dortmund, 2011
- [8] **Burkhardt S.:** Tragfähigkeitsermittlung von Sandwichelementen mit ebenen und schwach profilierten Deckschichten, Stahlbau, Jhrg. 67 (1989), Heft 12, S. 23-27, Ernst und Sohn, Berlin, 1989
- [9] **Davis J.M.:** Lightweight Sandwich Construction, published on behalf of CIB Working Commission W056 Sandwich Panels, Blackwell Science Ltd., Oxford, 2001
- [10] **De Matteis G., Landolfo R.:** Mechanical Fasteners for Cladding Sandwich Panels: Interpretative Models for Shear Behaviour, Thin-Walled Structures, Volume 35 (1999), Issue, pp.61-79, Elsevier, 1999
- [11] **Ewert E., Banke F., Schulz U., Wolters M.:** Untersuchungen zum Knittern von Sandwichelementen mit ebenen und gesickten Deckschichten, Stahlbau, Jhrg. 70 (2001), Heft 7, Seiten 453-463, Ernst und Sohn, Berlin, 2001
- [12] **Frostig Y., Baruch M., Vilany O., Sheinman I.:** High-Order-Theory for Sandwich Beam Behaviour with Transversely Flexible Core, Journal of Engineering Mechanics, Volume 118, Issue 5, S. 1026-1034, 1992
-

- [13] **Hassinen P.:** Evaluation of Compression Strength of Profiled Metal Sheet Faces of Sandwich Panels, Thin Walled Structures, Vol. 27 (1997), Issue 1, S. 23-27, 1997
- [14] **Hassinen P.:** Resistance of Fastenings of Sandwich Panels, In: Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials S. 471-476, Springer, Berlin, 2009
- [15] **Hassinen P., Misiek Th.:** Fixings of Sandwich Panels in Building Applications, Proceedings of the Nordic Steel Construction Conference, Malmö, Sweden, 2009
- [16] **Heselius L.:** Wrinkling of flat faced sandwich panels with respect to bonding strength and core properties with mineral wool as core material, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2005
- [17] **Hettmann R.:** Statische Auszugtragfähigkeit gewindeformender Schrauben in Metallkonstruktionen, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2006
- [18] **Hoff N.J., Mautner S.E.:** The Buckling of Sandwich Type Panels, Journal of Aeronautical Science, Volume 12, Issue 3, 1945
- [19] **Huan Lu Zhao:** Beitrag zur Berechnung der Knitterspannung inhomogener oder anisotroper Sandwichplatten, VDI-Reihe 18, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1993
- [20] **Jungbluth O.:** Verbund- und Sandwichtragwerke, Springer-Verlag, Berlin, 1986
- [21] **Karadzhev I.:** Experimentelle Untersuchungen zur Optimierung der Auflagerung von Sandwichelementen, Diplomarbeit, Technische Universität Dortmund, 2012
- [22] **Kasper P.:** Effekte von lokalen Lasten auf Sandwichelemente, Proceedings of Leicht Bauen Conference, S. 201-210, Darmstadt, 2003
- [23] **Käpplein S., Ummenhofer T.:** Classification of Stability Failure Modes of Sandwich Panels under Compression Loading: Global and Local Buckling, Crippling at Support Line, Stability and Ductility of Steel Structures, pp. 1033-1040, Brazil, 2010
- [24] **Kech J.:** Druckbeanspruchbarkeit der biegeweichen Deckschicht eines Sandwichelementes, Stahlbau, Jhrg. 60 (1991), Heft 7, S. 203-210, Ernst und Sohn, Berlin, 1991

-
- [25] **Kindmann R.:** Stahlbau Teil 2: Stabilität und Theorie II. Ordnung, 4. Auflage, Ernst und Sohn, Berlin, 2008
- [26] **Klee S, Seeger T.:** Vorschlag zur vereinfachten Ermittlung von zulässigen Kräften für Befestigungen von Stahltrapezbleche, Forschungsbericht, Technische Universität Darmstadt, IRB Fraunhofer Gesellschaft, 1978
- [27] **Konermann A.:** Experimentelle Ermittlungen der Schubtragfähigkeit von Polyurethanhartschaum im Vergleich, Bachelorthesis, Technische Universität Dortmund, 2012
- [28] **Koschade R.:** Sandwichbauweise – Konstruktion Sytembauteile Ökologie, Edition Detail, Institut für internationale Architektur-Dokumentation, München, 2011
- [29] **Kuhnhenne M., Köhler M., Kocker R., Podleschny R., Pöter H., Hachul H.:** Leichtbausysteme aus Stahl für Dach und Fassade - Energie- und kosteneffiziente Lösungen für Neu- und Bestandsbauten, Stahl- Informations-Zentrum Dokumentation 568, Düsseldorf, 2010
- [30] **Ladwein Th. M.:** Verbindungs- und Befestigungstechnik im Metalleichtbau – Anforderungen und Herausforderungen an mechanische Verbindungselemente, Stahlbau, Jhrg. 78 (2009), Heft 5, S. 334-341, Ernst und Sohn, Berlin, 2009
- [31] **Lange J., Berner K.:** Sandwichelemente im Hochbau, erschienen in Stahlbau-Kalender 2010 (12. Jahrgang), Hrsg. U. Kuhlmann, Ernst und Sohn, Berlin, 2010
- [32] **Ley R.P. et al.:** Facesheet Wrinkling in Sandwich Structures, NASA Centre for Aerospace Information, Hanover, MD, USA, 1999
- [33] **Mertens R.:** Untersuchung von Zwangsschnittgrößen bei ebenen Polyurethan-Sandwichelementen unter Temperaturbelastung, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2008
- [34] **Meyer J.:** Die analytische Bestimmung der Knitterspannung einachsiger gespannter Sandichplatten, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1999

- [35] **Misiek T., Käpplein S., Kathage K.:** Pull-through resistance of tensile-loaded screw-fastenings of thin-walled sheeting and sandwich panels, Stability and Ductility of Steel Structures, Rio de Janeiro, Brazil, September 2010
- [36] **Möller R., Pöter H., Schwarze K.:** Planen und Bauen mit Trapezprofilen und Sandwichelementen - Band 1: Grundlagen, Bauweisen, Bemessung mit Beispielen, Hrsg. Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS, Ernst & Sohn, Berlin, 2004
- [37] **Müller G., Groth C.:** FEM für Praktiker – Die Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS, 4. Auflage, Expert Verlag, 1997
- [38] **Peter N.:** Lexikon Bautechnik, Band 2, C.F. Müller Verlag, Heidelberg, 2005
- [39] **Petersen C.:** Statik und Stabilität der Baukonstruktionen, Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2. Auflager 1992
- [40] **Plantema F.J.:** Sandwich Construction The Bending and Buckling of Sandwich Beams, Plates and Shells; John Wiley & Sons Inc, New York, 1996
- [41] **Prawdzik C.:** Numerische Untersuchungen zur Knittertragfähigkeit von Sandwichelementen unter Berücksichtigung der Lasteinleitung, Diplomarbeit, Technische Universität Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2012
- [42] **Rajendran S., Song D.Q.:** Finite Element Modelling of Delamination Buckling of Composite Panels using ANSYS, Proceeding of 2nd Asian ANSYS User Conference, Singapore, November 1998
- [43] **Reissner E.:** The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates, ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 12, pp. 68-77, 1945
- [44] **Saal H., Misiek T.:** Durchknöpfragfähigkeit der Befestigungsmittel von Sandwichelementen bei direkter Befestigung, Forschungsbericht, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH), 2007

-
- [45] **Schulz U.:** Zum Zwischenstützbereich von Sandwichelementen bei Mehrfeldträgersystemen, Stahlbau, Jhrg. 62 (1993), Heft 10, S. 295-304, Ernst und Sohn, Berlin, 1993
- [46] **Schulz U., Ummenhofer T.:** Tragverhalten von Sandwich-Elementen mit Mineralfaserkernen, Bautechnik, Jhrg. 72 (1995), Heft 10, S.642-654, Springer-Verlag, Berlin, 1995
- [47] **Stamm K., Witte H.:** Sandwichkonstruktionen Berechnung, Fertigung, Ausführung, Springer Verlag, Berlin, 1974
- [48] **Thomsen O.T.:** Localised Loads, In: An Introduction to Sandwich Construction, Editor: Dan Zenkert, Engineering Materials and Advisory Services Ltd., Chameleon Press Ltd., London, 1997
- [49] **Timoshenko, S.P.:** On the correction factor for shear of the differential equation for transverse vibrations of bars of uniform cross-section, Philosophical Magazine, p. 744., 1921
- [50] **Torsakul S.:** Modellierung und Simulation eines Verbundes von Sandwichplatten zur Entwicklung einer mechanischen Verbindungstechnik, Dissertation, RWTH Aachen Fakultät für Maschinenwesen, 2007
- [51] **Ungermann D., Lübke S.:** Innovative einseitige Verankerung von Sandwichelementen, Stahlbau, Jhrg. 81 (2012), Heft 12, S. 912-915, Ernst und Sohn, Berlin, 2012
- [52] **Ungermann D., Lübke S.:** Bemessungsmodell zur Durchknöpffragfähigkeit von Sandwichelementen bei direkter Verankerung, Stahlbau, Jhrg. 81 (2012), Heft 12, S. 906-911, Ernst und Sohn, Berlin, 2012
- [53] **Ungermann D., Lübke S.:** Innovative Verankerung von Sandwichelementen – Neue Einsatzmöglichkeiten für den Stahl(leicht)bau durch die Entwicklung neuer Verankerungsmethoden, Forschungsbericht FOSTA P794, bei der FOSTA zur Veröffentlichung eingereicht, Technische Universität Dortmund, 2012
- [54] **Ungermann D., Lübke S., Urbanek D.H.:** Gemeinsames Tragverhalten von Deckblech und Schaumkern bei lokaler Lasteinleitung an Sandwichelementen, Bauingenieur, Jhrg. 88 (2013), Heft 6, Springer Verlag, Berlin, 2013
-

- [55] **Wencker J.:** Entwicklung eines Verfahrens für die Bemessung der Durchknöpfftragfähigkeit von Sandwichelementen in Handrechnung, Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund, April 2011
- [56] **Wolters M.:** Experimentelle und numerische Untersuchungen an biegebeanspruchten Sandwichelementen bei Vorhandensein von Schaum-, Haft- und Deckschichtimperfectionen, Vertieferarbeit, TH Karlsruhe Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Oktober 2001
- [57] **Wolters M., Banke F., Ewert E., Schulz U.:** Untersuchungen zum Knittern von imperfekten Sandwichelementen, Stahlbau, Jhrg. 71 (2002), Heft 4, S. 253-262, Ernst und Sohn, Berlin 2002
- [58] **Zenkert D.:** An Introduction to Sandwich Construction, Engineering Materials Advisory Services Ltd., Chameleon Press Ltd., London, 1995

11.3 Software

- [S1] **ANSYS:** ANSYS Classic Version 12.0 Academic Research Engine, ANSYS Inc.
- [S2] **CATMAN:** Catman AP – Programm Version 3.1, Hottinger Baldwin Messtechnik Darmstadt
- [S3] **EXCEL:** Microsoft Excel - Professional 2010, Microsoft Corporation

Anhang A: Zusammenstellung der untersuchten Versuchskörper

VK #	t [mm]	d [mm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]	Hersteller	Fertigung
X.1	0,60	120	368,3	431,5	0,14	4,50	A	konti
X.2	0,60	60	368,3	431,5	0,14	4,50	A	konti
X.3	0,50	120	417,2	417,2	0,17	6,00	A	konti
X.4	0,50	60	417,2	417,2	0,17	6,00	A	konti
X.5	0,65	100	356,9	356,9	0,23	7,20	B	diskonti
X.6	0,60	120	462,5	449,0	0,13	2,58	A	konti
X.7	0,60	60	462,5	449,0	0,16	3,50	A	konti
X.8	0,50	120	365,7	422,5	0,13	2,58	A	konti
X.9	0,50	60	365,7	422,5	0,16	3,50	A	konti
X.10	0,60	120	361,0	370,0	0,068	2,50	C	konti
X.11	0,60	60	361,0	370,0	0,092	3,36	C	konti
X.12	0,50	120	416,3	426,3	0,068	2,50	C	konti
X.13	0,50	60	416,3	426,3	0,092	3,36	C	konti

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

B.1: Parameterstudie zur Durchknöpfftragfähigkeit

t [mm]	d ₀ [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _t [N/mm ²]	F _{P,FEA} [kN]	w _{0,FEA} [mm]	F _p [kN]	w ₀ [mm]	F _p /F _{P,FEA} [-]	w ₀ /w _{0,FEA} [-]
0,8	22	6,0	0,18	450	8,21	11,18	7,24	14,65	0,88	1,31
0,8	22	6,0	0,18	400	7,43	10,78	6,82	13,80	0,92	1,28
0,8	22	6,0	0,18	350	6,65	10,38	6,37	12,90	0,96	1,24
0,8	22	6,0	0,14	450	8,15	11,43	7,24	14,65	0,89	1,28
0,8	22	6,0	0,14	400	7,37	11,01	6,82	13,80	0,92	1,25
0,8	22	6,0	0,14	350	6,60	10,57	6,37	12,90	0,97	1,22
0,8	22	6,0	0,10	450	8,09	11,87	7,24	14,65	0,90	1,23
0,8	22	6,0	0,10	400	7,31	11,55	6,82	13,80	0,93	1,20
0,8	22	6,0	0,10	350	6,54	11,09	6,37	12,90	0,97	1,16
0,8	22	4,0	0,18	450	8,17	11,82	7,09	14,72	0,87	1,25
0,8	22	4,0	0,18	400	7,39	11,39	6,68	13,87	0,90	1,22
0,8	22	4,0	0,18	350	6,61	11,09	6,24	12,96	0,94	1,17
0,8	22	4,0	0,14	450	8,12	12,16	7,09	14,72	0,87	1,21
0,8	22	4,0	0,14	400	7,34	11,70	6,68	13,87	0,91	1,18
0,8	22	4,0	0,14	350	6,57	11,24	6,24	12,96	0,95	1,15
0,8	22	4,0	0,10	450	8,06	12,58	7,09	14,72	0,88	1,17
0,8	22	4,0	0,10	400	7,29	12,07	6,68	13,87	0,92	1,15
0,8	22	4,0	0,10	350	6,51	11,73	6,24	12,96	0,96	1,10
0,8	22	2,0	0,18	450	8,11	13,58	7,98	18,34	0,98	1,35
0,8	22	2,0	0,18	400	7,34	13,06	7,52	17,28	1,02	1,32
0,8	22	2,0	0,18	350	6,56	12,53	7,03	16,15	1,07	1,29
0,8	22	2,0	0,14	450	8,07	13,68	7,98	18,34	0,99	1,34
0,8	22	2,0	0,14	400	7,29	13,13	7,52	17,28	1,03	1,32
0,8	22	2,0	0,14	350	6,52	12,74	7,03	16,15	1,08	1,27
0,8	22	2,0	0,10	450	8,02	14,16	7,98	18,34	0,99	1,30
0,8	22	2,0	0,10	400	7,25	13,56	7,52	17,28	1,04	1,27
0,8	22	2,0	0,10	350	6,47	12,96	7,03	16,15	1,09	1,25
0,6	22	6,0	0,18	450	6,35	10,53	5,10	13,65	0,80	1,30
0,6	22	6,0	0,18	400	5,75	10,19	4,80	12,86	0,84	1,26
0,6	22	6,0	0,18	350	5,16	9,85	4,49	12,01	0,87	1,22
0,6	22	6,0	0,14	450	6,30	10,74	5,10	13,65	0,81	1,27
0,6	22	6,0	0,14	400	5,70	10,54	4,80	12,86	0,84	1,22
0,6	22	6,0	0,14	350	5,11	10,18	4,49	12,01	0,88	1,18
0,6	22	6,0	0,10	450	6,24	11,28	5,10	13,65	0,82	1,21
0,6	22	6,0	0,10	400	5,65	10,89	4,80	12,86	0,85	1,18
0,6	22	6,0	0,10	350	5,06	10,49	4,49	12,01	0,89	1,14
0,6	22	4,0	0,18	450	6,32	11,26	4,87	13,20	0,77	1,17
0,6	22	4,0	0,18	400	5,72	10,89	4,58	12,43	0,80	1,14
0,6	22	4,0	0,18	350	5,13	10,52	4,28	11,62	0,83	1,10
0,6	22	4,0	0,14	450	6,27	11,42	4,87	13,20	0,78	1,16
0,6	22	4,0	0,14	400	5,68	11,02	4,58	12,43	0,81	1,13
0,6	22	4,0	0,14	350	5,08	10,62	4,28	11,62	0,84	1,09
0,6	22	4,0	0,10	450	6,22	11,93	4,87	13,20	0,78	1,11
0,6	22	4,0	0,10	400	5,62	11,51	4,58	12,43	0,81	1,08
0,6	22	4,0	0,10	350	5,03	11,08	4,28	11,62	0,85	1,05
0,6	22	2,0	0,18	450	6,26	12,69	5,54	16,10	0,88	1,27
0,6	22	2,0	0,18	400	5,67	12,25	5,22	15,16	0,92	1,24
0,6	22	2,0	0,18	350	5,08	11,79	4,87	14,17	0,96	1,20
0,6	22	2,0	0,14	450	6,23	12,93	5,54	16,10	0,89	1,25
0,6	22	2,0	0,14	400	5,60	12,46	5,22	15,16	0,93	1,22

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	d _w [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _t [N/mm ²]	F _{P,FEA} [kN]	w _{0,FEA} [mm]	F _P [kN]	w ₀ [mm]	F _P /F _{P,FEA} [-]	w ₀ /w _{0,FEA} [-]
0,6	22	2,0	0,14	350	5,00	11,99	4,87	14,17	0,97	1,18
0,6	22	2,0	0,10	450	6,10	13,17	5,54	16,10	0,91	1,22
0,6	22	2,0	0,10	400	5,50	12,66	5,22	15,16	0,95	1,20
0,6	22	2,0	0,10	350	4,90	12,15	4,87	14,17	0,99	1,17
0,4	22	6,0	0,18	450	4,42	9,76	3,18	12,70	0,72	1,30
0,4	22	6,0	0,18	400	4,01	9,50	2,99	11,97	0,75	1,26
0,4	22	6,0	0,18	350	3,60	9,24	2,80	11,19	0,78	1,21
0,4	22	6,0	0,14	450	4,37	9,90	3,18	12,70	0,73	1,28
0,4	22	6,0	0,14	400	3,97	9,62	2,99	11,97	0,75	1,24
0,4	22	6,0	0,14	350	3,57	9,33	2,80	11,19	0,78	1,20
0,4	22	6,0	0,10	450	4,32	10,43	3,18	12,70	0,74	1,22
0,4	22	6,0	0,10	400	3,92	10,13	2,99	11,97	0,76	1,18
0,4	22	6,0	0,10	350	3,50	9,82	2,80	11,19	0,80	1,14
0,4	22	4,0	0,18	450	4,38	10,22	2,85	11,44	0,65	1,12
0,4	22	4,0	0,18	400	3,90	9,92	2,68	10,77	0,69	1,09
0,4	22	4,0	0,18	350	3,50	9,62	2,51	10,07	0,72	1,05
0,4	22	4,0	0,14	450	4,34	10,53	2,85	11,44	0,66	1,09
0,4	22	4,0	0,14	400	3,90	10,22	2,68	10,77	0,69	1,05
0,4	22	4,0	0,14	350	3,50	9,92	2,51	10,07	0,72	1,02
0,4	22	4,0	0,10	450	4,29	10,79	2,85	11,44	0,66	1,06
0,4	22	4,0	0,10	400	3,80	10,44	2,68	10,77	0,71	1,03
0,4	22	4,0	0,10	350	3,40	10,09	2,51	10,07	0,74	1,00
0,4	22	2,0	0,18	450	4,30	11,65	3,24	13,44	0,75	1,15
0,4	22	2,0	0,18	400	3,90	11,30	3,05	12,66	0,78	1,12
0,4	22	2,0	0,18	350	3,50	10,94	2,85	11,83	0,81	1,08
0,4	22	2,0	0,14	450	4,30	11,88	3,24	13,44	0,75	1,13
0,4	22	2,0	0,14	400	3,90	11,52	3,05	12,66	0,78	1,10
0,4	22	2,0	0,14	350	3,50	11,16	2,85	11,83	0,81	1,06
0,4	22	2,0	0,10	450	4,20	12,03	3,24	13,44	0,77	1,12
0,4	22	2,0	0,10	400	3,80	11,63	3,05	12,66	0,80	1,09
0,4	22	2,0	0,10	350	3,40	11,23	2,85	11,83	0,84	1,05
0,8	19	6,0	0,18	450	7,17	10,05	6,72	13,59	0,94	1,35
0,8	19	6,0	0,18	400	6,49	9,68	6,33	12,80	0,97	1,32
0,8	19	6,0	0,18	350	5,82	9,44	5,91	11,96	1,02	1,27
0,8	19	6,0	0,14	450	7,13	10,38	6,72	13,59	0,94	1,31
0,8	19	6,0	0,14	400	6,45	9,99	6,33	12,80	0,98	1,28
0,8	19	6,0	0,14	350	5,77	9,60	5,91	11,96	1,02	1,25
0,8	19	6,0	0,10	450	7,07	10,76	6,72	13,59	0,95	1,26
0,8	19	6,0	0,10	400	6,40	10,33	6,33	12,80	0,99	1,24
0,8	19	6,0	0,10	350	5,72	10,06	5,91	11,96	1,03	1,19
0,8	19	4,0	0,18	450	7,14	10,77	6,84	14,19	0,96	1,32
0,8	19	4,0	0,18	400	6,46	10,37	6,44	13,36	1,00	1,29
0,8	19	4,0	0,18	350	5,79	9,96	6,02	12,49	1,04	1,25
0,8	19	4,0	0,14	450	7,10	10,92	6,84	14,19	0,96	1,30
0,8	19	4,0	0,14	400	6,42	10,64	6,44	13,36	1,00	1,26
0,8	19	4,0	0,14	350	5,75	10,22	6,02	12,49	1,05	1,22
0,8	19	4,0	0,10	450	7,05	11,40	6,84	14,19	0,97	1,24
0,8	19	4,0	0,10	400	6,37	10,95	6,44	13,36	1,01	1,22
0,8	19	4,0	0,10	350	5,70	10,48	6,02	12,49	1,06	1,19
0,8	19	2,0	0,18	450	7,09	12,26	7,88	18,12	1,11	1,48
0,8	19	2,0	0,18	400	6,42	11,93	7,43	17,07	1,16	1,43
0,8	19	2,0	0,18	350	5,74	11,44	6,94	15,95	1,21	1,39
0,8	19	2,0	0,14	450	7,06	12,46	7,88	18,12	1,12	1,45
0,8	19	2,0	0,14	400	6,38	11,96	7,43	17,07	1,16	1,43
0,8	19	2,0	0,14	350	5,70	11,61	6,94	15,95	1,22	1,37
0,8	19	2,0	0,10	450	7,01	12,85	7,88	18,12	1,12	1,41
0,8	19	2,0	0,10	400	6,34	12,31	7,43	17,07	1,17	1,39
0,8	19	2,0	0,10	350	5,67	11,76	6,94	15,95	1,23	1,36
0,6	19	6,0	0,18	450	5,55	9,54	4,66	12,46	0,84	1,31
0,6	19	6,0	0,18	400	5,03	9,27	4,39	11,74	0,87	1,27
0,6	19	6,0	0,18	350	4,51	9,00	4,10	10,97	0,91	1,22
0,6	19	6,0	0,14	450	5,50	9,86	4,66	12,46	0,85	1,26
0,6	19	6,0	0,14	400	4,98	9,41	4,39	11,74	0,88	1,25
0,6	19	6,0	0,14	350	4,47	9,11	4,10	10,97	0,92	1,20
0,6	19	6,0	0,10	450	5,45	10,18	4,66	12,46	0,85	1,22
0,6	19	6,0	0,10	400	4,94	9,87	4,39	11,74	0,89	1,19
0,6	19	6,0	0,10	350	4,42	9,56	4,10	10,97	0,93	1,15
0,6	19	4,0	0,18	450	5,52	10,21	4,66	12,64	0,84	1,24
0,6	19	4,0	0,18	400	5,00	9,75	4,39	11,90	0,88	1,22
0,6	19	4,0	0,18	350	4,48	9,44	4,10	11,12	0,91	1,18
0,6	19	4,0	0,14	450	5,48	10,33	4,66	12,64	0,85	1,22
0,6	19	4,0	0,14	400	4,96	10,01	4,39	11,90	0,88	1,19
0,6	19	4,0	0,14	350	4,44	9,70	4,10	11,12	0,92	1,15

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	d _w [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _t [N/mm ²]	F _{p,FEA} [kN]	w _{0,FEA} [mm]	F _p [kN]	w ₀ [mm]	F _p /F _{p,FEA} [-]	w ₀ /w _{0,FEA} [-]
0,6	19	4,0	0,10	450	5,43	10,78	4,66	12,64	0,86	1,17
0,6	19	4,0	0,10	400	4,91	10,44	4,39	11,90	0,89	1,14
0,6	19	4,0	0,10	350	4,40	10,11	4,10	11,12	0,93	1,10
0,6	19	2,0	0,18	450	5,40	11,54	5,46	15,87	1,01	1,38
0,6	19	2,0	0,18	400	4,90	11,17	5,14	14,94	1,05	1,34
0,6	19	2,0	0,18	350	4,44	10,80	4,80	13,97	1,08	1,29
0,6	19	2,0	0,14	450	5,44	11,73	5,46	15,87	1,00	1,35
0,6	19	2,0	0,14	400	4,90	11,35	5,14	14,94	1,05	1,32
0,6	19	2,0	0,14	350	4,41	10,98	4,80	13,97	1,09	1,27
0,6	19	2,0	0,10	450	5,30	11,90	5,46	15,87	1,03	1,33
0,6	19	2,0	0,10	400	4,80	11,48	5,14	14,94	1,07	1,30
0,6	19	2,0	0,10	350	4,30	11,07	4,80	13,97	1,12	1,26
0,4	19	6,0	0,18	450	3,80	8,74	2,82	11,26	0,74	1,29
0,4	19	6,0	0,18	400	3,40	8,38	2,65	10,61	0,78	1,27
0,4	19	6,0	0,18	350	3,15	8,26	2,48	9,91	0,79	1,20
0,4	19	6,0	0,14	450	3,81	9,06	2,82	11,26	0,74	1,24
0,4	19	6,0	0,14	400	3,47	8,69	2,65	10,61	0,77	1,22
0,4	19	6,0	0,14	350	3,00	8,30	2,48	9,91	0,83	1,19
0,4	19	6,0	0,10	450	3,70	9,31	2,82	11,26	0,76	1,21
0,4	19	6,0	0,10	400	3,40	9,15	2,65	10,61	0,78	1,16
0,4	19	6,0	0,10	350	3,07	8,74	2,48	9,91	0,81	1,13
0,4	19	4,0	0,18	450	3,80	9,37	2,70	10,83	0,71	1,16
0,4	19	4,0	0,18	400	3,40	8,98	2,54	10,20	0,75	1,14
0,4	19	4,0	0,18	350	3,10	8,85	2,37	9,53	0,77	1,08
0,4	19	4,0	0,14	450	3,70	9,42	2,70	10,83	0,73	1,15
0,4	19	4,0	0,14	400	3,40	9,25	2,54	10,20	0,75	1,10
0,4	19	4,0	0,14	350	3,10	8,85	2,37	9,53	0,77	1,08
0,4	19	4,0	0,10	450	3,70	9,85	2,70	10,83	0,73	1,10
0,4	19	4,0	0,10	400	3,41	9,41	2,54	10,20	0,75	1,08
0,4	19	4,0	0,10	350	3,00	9,24	2,37	9,53	0,79	1,03
0,4	19	2,0	0,18	450	3,70	10,47	3,18	13,20	0,86	1,26
0,4	19	2,0	0,18	400	3,40	10,27	3,00	12,43	0,88	1,21
0,4	19	2,0	0,18	350	3,00	9,80	2,80	11,62	0,93	1,19
0,4	19	2,0	0,14	450	3,70	10,67	3,18	13,20	0,86	1,24
0,4	19	2,0	0,14	400	3,30	10,19	3,00	12,43	0,91	1,22
0,4	19	2,0	0,14	350	3,00	9,99	2,80	11,62	0,93	1,16
0,4	19	2,0	0,10	450	3,70	11,01	3,18	13,20	0,86	1,20
0,4	19	2,0	0,10	400	3,30	10,52	3,00	12,43	0,91	1,18
0,4	19	2,0	0,10	350	3,00	10,30	2,80	11,62	0,93	1,13
0,8	16	6,0	0,18	450	6,10	8,85	6,25	12,64	1,02	1,43
0,8	16	6,0	0,18	400	5,53	8,65	5,89	11,91	1,06	1,38
0,8	16	6,0	0,18	350	4,96	8,31	5,50	11,13	1,11	1,34
0,8	16	6,0	0,14	450	6,06	9,14	6,25	12,64	1,03	1,38
0,8	16	6,0	0,14	400	5,49	8,78	5,89	11,91	1,07	1,36
0,8	16	6,0	0,14	350	4,92	8,57	5,50	11,13	1,12	1,30
0,8	16	6,0	0,10	450	6,01	9,59	6,25	12,64	1,04	1,32
0,8	16	6,0	0,10	400	5,44	9,20	5,89	11,91	1,08	1,29
0,8	16	6,0	0,10	350	4,88	8,81	5,50	11,13	1,13	1,26
0,8	16	4,0	0,18	450	6,07	9,52	6,59	13,68	1,09	1,44
0,8	16	4,0	0,18	400	5,50	9,29	6,21	12,89	1,13	1,39
0,8	16	4,0	0,18	350	4,93	8,92	5,80	12,04	1,18	1,35
0,8	16	4,0	0,14	450	6,04	9,77	6,59	13,68	1,09	1,40
0,8	16	4,0	0,14	400	5,47	9,38	6,21	12,89	1,14	1,37
0,8	16	4,0	0,14	350	4,90	8,98	5,80	12,04	1,18	1,34
0,8	16	4,0	0,10	450	5,99	10,03	6,59	13,68	1,10	1,36
0,8	16	4,0	0,10	400	5,43	9,76	6,21	12,89	1,14	1,32
0,8	16	4,0	0,10	350	4,86	9,34	5,80	12,04	1,19	1,29
0,8	16	2,0	0,18	450	6,03	11,01	7,79	17,90	1,29	1,63
0,8	16	2,0	0,18	400	5,46	10,57	7,34	16,86	1,34	1,60
0,8	16	2,0	0,18	350	4,89	10,11	6,85	15,75	1,40	1,56
0,8	16	2,0	0,14	450	6,00	11,02	7,79	17,90	1,30	1,62
0,8	16	2,0	0,14	400	5,43	10,72	7,34	16,86	1,35	1,57
0,8	16	2,0	0,14	350	4,86	10,25	6,85	15,75	1,41	1,54
0,8	16	2,0	0,10	450	5,96	11,34	7,79	17,90	1,31	1,58
0,8	16	2,0	0,10	400	5,40	10,84	7,34	16,86	1,36	1,56
0,8	16	2,0	0,10	350	4,83	10,52	6,85	15,75	1,42	1,50
0,6	16	6,0	0,18	450	4,73	8,48	4,28	11,44	0,90	1,35
0,6	16	6,0	0,18	400	4,29	8,11	4,03	10,77	0,94	1,33
0,6	16	6,0	0,18	350	3,85	7,92	3,76	10,07	0,98	1,27
0,6	16	6,0	0,14	450	4,69	8,60	4,28	11,44	0,91	1,33
0,6	16	6,0	0,14	400	4,25	8,38	4,03	10,77	0,95	1,29
0,6	16	6,0	0,14	350	3,81	8,17	3,76	10,07	0,99	1,23
0,6	16	6,0	0,10	450	4,65	9,03	4,28	11,44	0,92	1,27
0,6	16	6,0	0,10	400	4,21	8,80	4,03	10,77	0,96	1,22

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	d _w [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _t [N/mm ²]	F _{p,FEA} [kN]	w _{0,FEA} [mm]	F _p [kN]	w ₀ [mm]	F _p /F _{p,FEA} [-]	w ₀ /w _{0,FEA} [-]
0,6	16	6,0	0,10	350	3,70	8,37	3,76	10,07	1,02	1,20
0,6	16	4,0	0,18	450	4,70	9,11	4,46	12,11	0,95	1,33
0,6	16	4,0	0,18	400	4,26	8,72	4,21	11,41	0,99	1,31
0,6	16	4,0	0,18	350	3,80	8,50	3,93	10,66	1,03	1,25
0,6	16	4,0	0,14	450	4,67	9,18	4,46	12,11	0,96	1,32
0,6	16	4,0	0,14	400	4,23	8,94	4,21	11,41	0,99	1,28
0,6	16	4,0	0,10	350	3,70	8,51	3,93	10,66	1,06	1,25
0,6	16	4,0	0,10	450	4,63	9,57	4,46	12,11	0,96	1,27
0,6	16	4,0	0,10	400	4,19	9,12	4,21	11,41	1,00	1,25
0,6	16	4,0	0,10	350	3,70	8,86	3,93	10,66	1,06	1,20
0,6	16	2,0	0,18	450	4,66	10,31	5,38	15,64	1,15	1,52
0,6	16	2,0	0,18	400	4,20	10,03	5,07	14,73	1,21	1,47
0,6	16	2,0	0,18	350	3,70	9,54	4,74	13,77	1,28	1,44
0,6	16	2,0	0,14	450	4,63	10,47	5,38	15,64	1,16	1,49
0,6	16	2,0	0,14	400	4,10	9,98	5,07	14,73	1,24	1,48
0,6	16	2,0	0,14	350	3,70	9,68	4,74	13,77	1,28	1,42
0,6	16	2,0	0,10	450	4,60	10,77	5,38	15,64	1,17	1,45
0,6	16	2,0	0,10	400	4,10	10,25	5,07	14,73	1,24	1,44
0,6	16	2,0	0,10	350	3,70	9,94	4,74	13,77	1,28	1,38
0,4	16	6,0	0,18	450	3,20	7,66	2,52	10,08	0,79	1,32
0,4	16	6,0	0,18	400	2,90	7,43	2,37	9,49	0,82	1,28
0,4	16	6,0	0,18	350	2,70	7,21	2,22	8,87	0,82	1,23
0,4	16	6,0	0,14	450	3,20	7,93	2,52	10,08	0,79	1,27
0,4	16	6,0	0,14	400	2,90	7,71	2,37	9,49	0,82	1,23
0,4	16	6,0	0,14	350	2,65	7,47	2,22	8,87	0,84	1,19
0,4	16	6,0	0,10	450	3,20	8,36	2,52	10,08	0,79	1,21
0,4	16	6,0	0,10	400	2,91	8,11	2,37	9,49	0,82	1,17
0,4	16	6,0	0,10	350	2,50	7,58	2,22	8,87	0,89	1,17
0,4	16	4,0	0,18	450	3,20	8,24	2,56	10,27	0,80	1,25
0,4	16	4,0	0,18	400	2,90	7,99	2,41	9,67	0,83	1,21
0,4	16	4,0	0,18	350	2,60	7,75	2,25	9,04	0,87	1,17
0,4	16	4,0	0,14	450	3,23	8,48	2,56	10,27	0,79	1,21
0,4	16	4,0	0,14	400	2,90	8,23	2,41	9,67	0,83	1,17
0,4	16	4,0	0,14	350	2,60	7,98	2,25	9,04	0,87	1,13
0,4	16	4,0	0,10	450	3,21	8,61	2,56	10,27	0,80	1,19
0,4	16	4,0	0,10	400	2,92	8,33	2,41	9,67	0,83	1,16
0,4	16	4,0	0,10	350	2,50	8,04	2,25	9,04	0,90	1,12
0,4	16	2,0	0,18	450	3,20	9,47	3,12	12,97	0,98	1,37
0,4	16	2,0	0,18	400	2,90	9,18	2,94	12,22	1,01	1,33
0,4	16	2,0	0,18	350	2,60	8,89	2,75	11,42	1,06	1,28
0,4	16	2,0	0,14	450	3,10	9,38	3,12	12,97	1,01	1,38
0,4	16	2,0	0,14	400	2,80	9,07	2,94	12,22	1,05	1,35
0,4	16	2,0	0,14	350	2,50	8,74	2,75	11,42	1,10	1,31
0,4	16	2,0	0,10	450	3,10	9,67	3,12	12,97	1,01	1,34
0,4	16	2,0	0,10	400	2,89	9,34	2,94	12,22	1,02	1,31
0,4	16	2,0	0,10	350	2,50	9,01	2,75	11,42	1,10	1,27
0,8	14	6,0	0,18	450	5,35	8,06	5,83	11,80	1,09	1,46
0,8	14	6,0	0,18	400	4,85	7,78	5,49	11,11	1,13	1,43
0,8	14	6,0	0,18	350	4,36	7,51	5,13	10,38	1,18	1,38
0,8	14	6,0	0,14	450	5,31	8,32	5,83	11,80	1,10	1,42
0,8	14	6,0	0,14	400	4,82	8,03	5,49	11,11	1,14	1,38
0,8	14	6,0	0,14	350	4,33	7,74	5,13	10,38	1,19	1,34
0,8	14	6,0	0,10	450	5,27	8,58	5,83	11,80	1,11	1,38
0,8	14	6,0	0,10	400	4,78	8,26	5,49	11,11	1,15	1,35
0,8	14	6,0	0,10	350	4,29	7,94	5,13	10,38	1,20	1,31
0,8	14	4,0	0,18	450	5,32	8,68	6,47	13,44	1,22	1,55
0,8	14	4,0	0,18	400	4,83	8,39	6,10	12,66	1,26	1,51
0,8	14	4,0	0,18	350	4,34	8,09	5,70	11,83	1,31	1,46
0,8	14	4,0	0,14	450	5,29	8,76	6,47	13,44	1,22	1,53
0,8	14	4,0	0,14	400	4,80	8,44	6,10	12,66	1,27	1,50
0,8	14	4,0	0,14	350	4,31	8,28	5,70	11,83	1,32	1,43
0,8	14	4,0	0,10	450	5,25	9,12	6,47	13,44	1,23	1,47
0,8	14	4,0	0,10	400	4,76	8,78	6,10	12,66	1,28	1,44
0,8	14	4,0	0,10	350	4,27	8,43	5,70	11,83	1,33	1,40
0,8	14	2,0	0,18	450	5,28	9,93	7,69	17,68	1,46	1,78
0,8	14	2,0	0,18	400	4,79	9,55	7,25	16,65	1,51	1,74
0,8	14	2,0	0,18	350	4,30	9,36	6,77	15,56	1,57	1,66
0,8	14	2,0	0,14	450	5,26	10,06	7,69	17,68	1,46	1,76
0,8	14	2,0	0,14	400	4,77	9,68	7,25	16,65	1,52	1,72
0,8	14	2,0	0,14	350	4,28	9,29	6,77	15,56	1,58	1,67
0,8	14	2,0	0,10	450	5,23	10,33	7,69	17,68	1,47	1,71
0,8	14	2,0	0,10	400	4,74	9,93	7,25	16,65	1,53	1,68
0,8	14	2,0	0,10	350	4,25	9,52	6,77	15,56	1,59	1,63

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	d _w [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _t [N/mm ²]	F _{p,FEA} [kN]	w _{0,FEA} [mm]	F _p [kN]	w ₀ [mm]	F _p /F _{p,FEA} [-]	w ₀ /w _{0,FEA} [-]
0,6	14	6,0	0,18	450	4,10	7,63	3,94	10,54	0,96	1,38
0,6	14	6,0	0,18	400	3,70	7,36	3,71	9,93	1,00	1,35
0,6	14	6,0	0,18	350	3,30	7,08	3,47	9,28	1,05	1,31
0,6	14	6,0	0,14	450	4,10	7,88	3,94	10,54	0,96	1,34
0,6	14	6,0	0,14	400	3,70	7,60	3,71	9,93	1,00	1,31
0,6	14	6,0	0,14	350	3,30	7,31	3,47	9,28	1,05	1,27
0,6	14	6,0	0,10	450	4,00	8,09	3,94	10,54	0,99	1,30
0,6	14	6,0	0,10	400	3,60	7,78	3,71	9,93	1,03	1,28
0,6	14	6,0	0,10	350	3,30	7,67	3,47	9,28	1,05	1,21
0,6	14	4,0	0,18	450	4,10	8,22	4,37	11,86	1,07	1,44
0,6	14	4,0	0,18	400	3,70	7,92	4,12	11,17	1,11	1,41
0,6	14	4,0	0,18	350	3,30	7,63	3,85	10,44	1,17	1,37
0,6	14	4,0	0,14	450	4,00	8,25	4,37	11,86	1,09	1,44
0,6	14	4,0	0,14	400	3,70	8,13	4,12	11,17	1,11	1,37
0,6	14	4,0	0,14	350	3,30	7,82	3,85	10,44	1,17	1,33
0,6	14	4,0	0,10	450	4,00	8,60	4,37	11,86	1,09	1,38
0,6	14	4,0	0,10	400	3,60	8,26	4,12	11,17	1,14	1,35
0,6	14	4,0	0,10	350	3,30	8,14	3,85	10,44	1,17	1,28
0,6	14	2,0	0,18	450	4,00	9,31	5,31	15,42	1,33	1,66
0,6	14	2,0	0,18	400	3,71	9,15	5,00	14,53	1,35	1,59
0,6	14	2,0	0,18	350	3,30	8,80	4,67	13,57	1,42	1,54
0,6	14	2,0	0,14	450	4,00	9,45	5,31	15,42	1,33	1,63
0,6	14	2,0	0,14	400	3,60	9,08	5,00	14,53	1,39	1,60
0,6	14	2,0	0,14	350	3,31	8,92	4,67	13,57	1,41	1,52
0,6	14	2,0	0,10	450	4,00	9,71	5,31	15,42	1,33	1,59
0,6	14	2,0	0,10	400	3,60	9,32	5,00	14,53	1,39	1,56
0,6	14	2,0	0,10	350	3,20	8,92	4,67	13,57	1,46	1,52
0,4	14	6,0	0,18	450	2,92	6,89	2,27	9,08	0,78	1,32
0,4	14	6,0	0,18	400	2,62	6,85	2,14	8,55	0,82	1,25
0,4	14	6,0	0,18	350	2,38	6,55	2,00	7,99	0,84	1,22
0,4	14	6,0	0,14	450	2,80	7,14	2,27	9,08	0,81	1,27
0,4	14	6,0	0,14	400	2,50	6,84	2,14	8,55	0,86	1,25
0,4	14	6,0	0,14	350	2,33	6,79	2,00	7,99	0,86	1,18
0,4	14	6,0	0,10	450	2,80	7,52	2,27	9,08	0,81	1,21
0,4	14	6,0	0,10	400	2,50	7,20	2,14	8,55	0,86	1,19
0,4	14	6,0	0,10	350	2,20	6,85	2,00	7,99	0,91	1,17
0,4	14	4,0	0,18	450	2,89	7,44	2,49	10,00	0,86	1,34
0,4	14	4,0	0,18	400	2,64	7,12	2,35	9,42	0,89	1,32
0,4	14	4,0	0,18	350	2,35	7,06	2,19	8,80	0,94	1,25
0,4	14	4,0	0,14	450	2,80	7,65	2,49	10,00	0,89	1,31
0,4	14	4,0	0,14	400	2,50	7,33	2,35	9,42	0,94	1,29
0,4	14	4,0	0,14	350	2,30	7,27	2,19	8,80	0,95	1,21
0,4	14	4,0	0,10	450	2,80	8,00	2,49	10,00	0,89	1,25
0,4	14	4,0	0,10	400	2,50	7,65	2,35	9,42	0,94	1,23
0,4	14	4,0	0,10	350	2,20	7,29	2,19	8,80	1,00	1,21
0,4	14	2,0	0,18	450	2,80	8,59	3,07	12,75	1,10	1,48
0,4	14	2,0	0,18	400	2,50	8,22	2,89	12,01	1,16	1,46
0,4	14	2,0	0,18	350	2,20	7,83	2,70	11,22	1,23	1,43
0,4	14	2,0	0,14	450	2,80	8,74	3,07	12,75	1,10	1,46
0,4	14	2,0	0,14	400	2,50	8,36	2,89	12,01	1,16	1,44
0,4	14	2,0	0,14	350	2,20	7,96	2,70	11,22	1,23	1,41
0,4	14	2,0	0,10	450	2,70	8,72	3,07	12,75	1,14	1,46
0,4	14	2,0	0,10	400	2,50	8,61	2,89	12,01	1,16	1,39
0,4	14	2,0	0,10	350	2,20	8,20	2,70	11,22	1,23	1,37
0,8	11	6,0	0,18	450	4,16	6,60	5,45	11,03	1,31	1,67
0,8	11	6,0	0,18	400	3,70	6,33	5,14	10,39	1,39	1,64
0,8	11	6,0	0,18	350	3,40	6,23	4,80	9,71	1,41	1,56
0,8	11	6,0	0,14	450	4,13	6,80	5,45	11,03	1,32	1,62
0,8	11	6,0	0,14	400	3,70	6,52	5,14	10,39	1,39	1,59
0,8	11	6,0	0,14	350	3,30	6,24	4,80	9,71	1,45	1,56
0,8	11	6,0	0,10	450	4,10	6,98	5,45	11,03	1,33	1,58
0,8	11	6,0	0,10	400	3,70	6,83	5,14	10,39	1,39	1,52
0,8	11	6,0	0,10	350	3,30	6,54	4,80	9,71	1,45	1,48
0,8	11	4,0	0,18	450	4,14	7,15	6,25	12,97	1,51	1,81
0,8	11	4,0	0,18	400	3,70	6,87	5,89	12,22	1,59	1,78
0,8	11	4,0	0,18	350	3,40	6,75	5,50	11,42	1,62	1,69
0,8	11	4,0	0,14	450	4,11	7,31	6,25	12,97	1,52	1,77
0,8	11	4,0	0,14	400	3,70	7,02	5,89	12,22	1,59	1,74
0,8	11	4,0	0,14	350	3,30	6,72	5,50	11,42	1,67	1,70
0,8	11	4,0	0,10	450	4,08	7,45	6,25	12,97	1,53	1,74
0,8	11	4,0	0,10	400	3,70	7,29	5,89	12,22	1,59	1,68
0,8	11	4,0	0,10	350	3,30	6,98	5,50	11,42	1,67	1,64
0,8	11	2,0	0,18	450	4,11	8,37	7,60	17,47	1,85	2,09
0,8	11	2,0	0,18	400	3,70	8,03	7,16	16,45	1,93	2,05

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	d _w [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _t [N/mm ²]	F _{p,FEA} [kN]	w _{0,FEA} [mm]	F _p [kN]	w ₀ [mm]	F _p / F _{p,FEA} [-]	w ₀ / w _{0,FEA} [-]	
0,8	11	2,0	0,18	350	3,30	7,68	6,69	15,37	2,03	2,00	
0,8	11	2,0	0,14	450	4,08	8,30	7,60	17,47	1,86	2,10	
0,8	11	2,0	0,14	400	3,70	8,12	7,16	16,45	1,93	2,03	
0,8	11	2,0	0,14	350	3,30	7,77	6,69	15,37	2,03	1,98	
0,8	11	2,0	0,10	450	4,00	8,50	7,60	17,47	1,90	2,05	
0,8	11	2,0	0,10	400	3,60	8,13	7,16	16,45	1,99	2,02	
0,8	11	2,0	0,10	350	3,30	7,94	6,69	15,37	2,03	1,94	
0,6	11	6,0	0,18	450	3,10	6,11	3,64	9,75	1,18	1,60	
0,6	11	6,0	0,18	400	2,90	6,06	3,43	9,18	1,18	1,52	
0,6	11	6,0	0,18	350	2,60	5,85	3,21	8,58	1,23	1,47	
0,6	11	6,0	0,14	450	3,10	6,29	3,64	9,75	1,18	1,55	
0,6	11	6,0	0,14	400	2,80	6,06	3,43	9,18	1,23	1,52	
0,6	11	6,0	0,14	350	2,60	6,03	3,21	8,58	1,23	1,42	
0,6	11	6,0	0,10	450	3,10	6,61	3,64	9,75	1,18	1,48	
0,6	11	6,0	0,10	400	2,80	6,36	3,43	9,18	1,23	1,44	
0,6	11	6,0	0,10	350	2,50	6,10	3,21	8,58	1,28	1,41	
0,6	11	4,0	0,18	450	3,10	6,62	4,20	11,38	1,35	1,72	
0,6	11	4,0	0,18	400	2,80	6,37	3,95	10,72	1,41	1,68	
0,6	11	4,0	0,18	350	2,60	6,34	3,69	10,02	1,42	1,58	
0,6	11	4,0	0,14	450	3,10	6,78	4,20	11,38	1,35	1,68	
0,6	11	4,0	0,14	400	2,80	6,52	3,95	10,72	1,41	1,64	
0,6	11	4,0	0,14	350	2,50	6,27	3,69	10,02	1,48	1,60	
0,6	11	4,0	0,10	450	3,10	7,05	4,20	11,38	1,35	1,61	
0,6	11	4,0	0,10	400	2,80	6,79	3,95	10,72	1,41	1,58	
0,6	11	4,0	0,10	350	2,50	6,52	3,69	10,02	1,48	1,54	
0,6	11	2,0	0,18	450	3,10	7,73	5,23	15,21	1,69	1,97	
0,6	11	2,0	0,18	400	2,80	7,44	4,93	14,32	1,76	1,93	
0,6	11	2,0	0,18	350	2,50	7,14	4,61	13,38	1,84	1,87	
0,6	11	2,0	0,14	450	3,10	7,83	5,23	15,21	1,69	1,94	
0,6	11	2,0	0,14	400	2,80	7,53	4,93	14,32	1,76	1,90	
0,6	11	2,0	0,14	350	2,50	7,23	4,61	13,38	1,84	1,85	
0,6	11	2,0	0,10	450	3,10	8,02	5,23	15,21	1,69	1,90	
0,6	11	2,0	0,10	400	2,80	7,71	4,93	14,32	1,76	1,86	
0,6	11	2,0	0,10	350	2,50	7,40	4,61	13,38	1,84	1,81	
0,4	11	6,0	0,18	450	2,20	5,70	2,06	8,23	0,94	1,45	
0,4	11	6,0	0,18	400	2,00	5,53	1,94	7,75	0,97	1,40	
0,4	11	6,0	0,18	350	1,80	5,37	1,81	7,25	1,01	1,35	
0,4	11	6,0	0,14	450	2,10	5,65	2,06	8,23	0,98	1,46	
0,4	11	6,0	0,14	400	2,11	5,45	1,94	7,75	0,92	1,42	
0,4	11	6,0	0,14	350	1,80	5,56	1,81	7,25	1,01	1,30	
0,4	11	6,0	0,10	450	2,24	5,94	2,06	8,23	0,92	1,39	
0,4	11	6,0	0,10	400	2,05	5,74	1,94	7,75	0,94	1,35	
0,4	11	6,0	0,10	350	1,88	5,55	1,81	7,25	0,96	1,31	
0,4	11	4,0	0,18	450	2,20	6,17	2,37	9,50	1,08	1,54	
0,4	11	4,0	0,18	400	2,00	6,00	2,23	8,95	1,12	1,49	
0,4	11	4,0	0,18	350	1,80	5,83	2,08	8,36	1,16	1,44	
0,4	11	4,0	0,14	450	2,10	6,09	2,37	9,50	1,13	1,56	
0,4	11	4,0	0,14	400	2,08	5,88	2,23	8,95	1,07	1,52	
0,4	11	4,0	0,14	350	1,91	5,68	2,08	8,36	1,09	1,47	
0,4	11	4,0	0,10	450	2,20	6,35	2,37	9,50	1,07	1,50	
0,4	11	4,0	0,10	400	2,02	6,14	2,23	8,95	1,10	1,46	
0,4	11	4,0	0,10	350	1,70	5,93	2,08	8,36	1,23	1,41	
0,4	11	2,0	0,18	450	2,10	6,92	3,02	12,53	1,44	1,81	
0,4	11	2,0	0,18	400	2,07	6,68	2,84	11,80	1,38	1,77	
0,4	11	2,0	0,18	350	1,90	6,45	2,66	11,03	1,40	1,71	
0,4	11	2,0	0,14	450	2,10	7,02	3,02	12,53	1,44	1,78	
0,4	11	2,0	0,14	400	1,90	6,78	2,84	11,80	1,50	1,74	
0,4	11	2,0	0,14	350	1,70	6,55	2,66	11,03	1,56	1,68	
0,4	11	2,0	0,10	400	1,90	6,97	2,84	11,80	1,50	1,69	
0,4	11	2,0	0,10	350	1,70	6,73	2,66	11,03	1,56	1,64	
									Mittelwert [-]	1,08	1,37
									s [-]	0,28	0,22

B.2: Parameterstudie zur Drucktragfähigkeit am Linienauflager

t [mm]	B _s [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	F _{R,FEA} [kN]	F _R [kN]	F _R /F _{R,FEA} [-]
0,4	20	2	0,10	350	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,10	400	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,10	450	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,14	350	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,14	400	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,14	450	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,18	350	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,18	400	4,80	4,35	0,91
0,4	20	2	0,18	450	4,80	4,35	0,91
0,4	20	4	0,10	350	7,11	6,66	0,94
0,4	20	4	0,10	400	7,11	6,66	0,94
0,4	20	4	0,10	450	7,11	6,66	0,94
0,4	20	4	0,14	350	7,81	6,66	0,85
0,4	20	4	0,14	400	7,81	6,66	0,85
0,4	20	4	0,14	450	7,81	6,66	0,85
0,4	20	4	0,18	350	8,00	6,66	0,83
0,4	20	4	0,18	400	8,00	6,66	0,83
0,4	20	4	0,18	450	8,00	6,66	0,83
0,4	20	6	0,10	350	8,38	8,60	1,03
0,4	20	6	0,10	400	8,38	8,60	1,03
0,4	20	6	0,10	450	8,38	8,60	1,03
0,4	20	6	0,14	350	9,56	8,60	0,90
0,4	20	6	0,14	400	9,56	8,60	0,90
0,4	20	6	0,14	450	9,56	8,60	0,90
0,4	20	6	0,18	350	10,36	8,60	0,83
0,4	20	6	0,18	400	10,36	8,60	0,83
0,4	20	6	0,18	450	10,51	8,60	0,82
0,4	60	2	0,10	350	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,10	400	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,10	450	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,14	350	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,14	400	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,14	450	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,18	350	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,18	400	6,63	5,95	0,90
0,4	60	2	0,18	450	6,63	5,95	0,90
0,4	60	4	0,10	350	11,07	9,86	0,89
0,4	60	4	0,10	400	11,07	9,86	0,89
0,4	60	4	0,10	450	11,07	9,86	0,89
0,4	60	4	0,14	350	11,39	9,86	0,87
0,4	60	4	0,14	400	11,39	9,86	0,87
0,4	60	4	0,14	450	11,39	9,86	0,87
0,4	60	4	0,18	350	11,45	9,86	0,86
0,4	60	4	0,18	400	11,45	9,86	0,86
0,4	60	4	0,18	450	11,45	9,86	0,86
0,4	60	6	0,10	350	13,07	13,40	1,02
0,4	60	6	0,10	400	13,07	13,40	1,02
0,4	60	6	0,10	450	13,07	13,40	1,02
0,4	60	6	0,14	350	15,03	13,40	0,89
0,4	60	6	0,14	400	15,04	13,40	0,89

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	B _s [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	F _{R,FEA} [kN]	F _R [kN]	F _R /F _{R,FEA} [-]
0,4	60	6	0,14	450	15,31	13,40	0,87
0,4	60	6	0,18	350	15,62	13,40	0,86
0,4	60	6	0,18	400	15,62	13,40	0,86
0,4	60	6	0,18	450	15,70	13,40	0,85
0,4	100	2	0,10	350	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,10	400	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,10	450	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,14	350	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,14	400	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,14	450	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,18	350	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,18	400	8,34	7,55	0,91
0,4	100	2	0,18	450	8,34	7,55	0,91
0,4	100	4	0,10	350	14,21	13,06	0,92
0,4	100	4	0,10	400	14,21	13,06	0,92
0,4	100	4	0,10	450	14,21	13,06	0,92
0,4	100	4	0,14	350	14,71	13,06	0,89
0,4	100	4	0,14	400	14,71	13,06	0,89
0,4	100	4	0,14	450	14,71	13,06	0,89
0,4	100	4	0,18	350	14,76	13,06	0,88
0,4	100	4	0,18	400	14,76	13,06	0,88
0,4	100	4	0,18	450	14,76	13,06	0,88
0,4	100	6	0,10	350	17,70	18,20	1,03
0,4	100	6	0,10	400	17,70	18,20	1,03
0,4	100	6	0,10	450	17,70	18,20	1,03
0,4	100	6	0,14	350	20,03	18,20	0,91
0,4	100	6	0,14	400	20,27	18,20	0,90
0,4	100	6	0,14	450	20,27	18,20	0,90
0,4	100	6	0,18	350	20,55	18,20	0,89
0,4	100	6	0,18	400	20,63	18,20	0,88
0,4	100	6	0,18	450	20,63	18,20	0,88
0,6	20	2	0,10	350	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,10	400	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,10	450	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,14	350	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,14	400	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,14	450	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,18	350	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,18	400	5,27	5,11	0,97
0,6	20	2	0,18	450	5,27	5,11	0,97
0,6	20	4	0,10	350	8,12	7,78	0,96
0,6	20	4	0,10	400	8,12	7,78	0,96
0,6	20	4	0,10	450	8,12	7,78	0,96
0,6	20	4	0,14	350	8,71	7,78	0,89
0,6	20	4	0,14	400	8,71	7,78	0,89
0,6	20	4	0,14	450	8,71	7,78	0,89
0,6	20	4	0,18	350	8,74	7,78	0,89
0,6	20	4	0,18	400	8,74	7,78	0,89
0,6	20	4	0,18	450	8,74	7,78	0,89

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	B _s [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	F _{R,FEA} [kN]	F _R [kN]	F _R / F _{R,FEA} [-]
0,6	20	6	0,10	350	9,61	9,98	1,04
0,6	20	6	0,10	400	9,61	9,98	1,04
0,6	20	6	0,10	450	9,61	9,98	1,04
0,6	20	6	0,14	350	11,10	9,98	0,90
0,6	20	6	0,14	400	11,10	9,98	0,90
0,6	20	6	0,14	450	11,10	9,98	0,90
0,6	20	6	0,18	350	11,66	9,98	0,86
0,6	20	6	0,18	400	11,66	9,98	0,86
0,6	20	6	0,18	450	11,66	9,98	0,86
0,6	60	2	0,10	350	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,10	400	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,10	450	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,14	350	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,14	400	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,14	450	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,18	350	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,18	400	7,05	6,71	0,95
0,6	60	2	0,18	450	7,05	6,71	0,95
0,6	60	4	0,10	350	11,86	10,98	0,93
0,6	60	4	0,10	400	11,86	10,98	0,93
0,6	60	4	0,10	450	11,86	10,98	0,93
0,6	60	4	0,14	350	12,13	10,98	0,90
0,6	60	4	0,14	400	12,13	10,98	0,90
0,6	60	4	0,14	450	12,13	10,98	0,90
0,6	60	4	0,18	350	12,14	10,98	0,90
0,6	60	4	0,18	400	12,14	10,98	0,90
0,6	60	4	0,18	450	12,14	10,98	0,90
0,6	60	6	0,10	350	14,26	14,78	1,04
0,6	60	6	0,10	400	14,26	14,78	1,04
0,6	60	6	0,10	450	14,26	14,78	1,04
0,6	60	6	0,14	350	16,39	14,78	0,90
0,6	60	6	0,14	400	16,39	14,78	0,90
0,6	60	6	0,14	450	16,39	14,78	0,90
0,6	60	6	0,18	350	16,72	14,78	0,88
0,6	60	6	0,18	400	16,72	14,78	0,88
0,6	60	6	0,18	450	16,72	14,78	0,88
0,6	100	2	0,10	350	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,10	400	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,10	450	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,14	350	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,14	400	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,14	450	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,18	350	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,18	400	8,75	8,31	0,95
0,6	100	2	0,18	450	8,75	8,31	0,95
0,6	100	4	0,10	350	15,20	14,18	0,93
0,6	100	4	0,10	400	15,20	14,18	0,93
0,6	100	4	0,10	450	15,20	14,18	0,93
0,6	100	4	0,14	350	15,44	14,18	0,92

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	B _s [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	F _{R,FEA} [kN]	F _R [kN]	F _R /F _{R,FEA} [-]
0,6	100	4	0,14	400	15,44	14,18	0,92
0,6	100	4	0,14	450	15,44	14,18	0,92
0,6	100	4	0,18	350	15,45	14,18	0,92
0,6	100	4	0,18	400	15,45	14,18	0,92
0,6	100	4	0,18	450	15,45	14,18	0,92
0,6	100	6	0,10	350	18,88	19,58	1,04
0,6	100	6	0,10	400	18,88	19,58	1,04
0,6	100	6	0,10	450	18,88	19,58	1,04
0,6	100	6	0,14	350	21,36	19,58	0,92
0,6	100	6	0,14	400	21,36	19,58	0,92
0,6	100	6	0,14	450	21,36	19,58	0,92
0,6	100	6	0,18	350	21,66	19,58	0,90
0,6	100	6	0,18	400	21,66	19,58	0,90
0,6	100	6	0,18	450	21,66	19,58	0,90
0,8	20	2	0,10	350	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,10	400	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,10	450	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,14	350	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,14	400	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,14	450	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,18	350	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,18	400	5,71	5,71	1,00
0,8	20	2	0,18	450	5,71	5,71	1,00
0,8	20	4	0,10	350	9,13	8,71	0,95
0,8	20	4	0,10	400	9,13	8,71	0,95
0,8	20	4	0,10	450	9,13	8,71	0,95
0,8	20	4	0,14	350	9,46	8,71	0,92
0,8	20	4	0,14	400	9,46	8,71	0,92
0,8	20	4	0,14	450	9,46	8,71	0,92
0,8	20	4	0,18	350	9,46	8,71	0,92
0,8	20	4	0,18	400	9,46	8,71	0,92
0,8	20	4	0,18	450	9,46	8,71	0,92
0,8	20	6	0,10	350	10,80	11,14	1,03
0,8	20	6	0,10	400	10,80	11,14	1,03
0,8	20	6	0,10	450	10,80	11,14	1,03
0,8	20	6	0,14	350	12,24	11,14	0,91
0,8	20	6	0,14	400	12,24	11,14	0,91
0,8	20	6	0,14	450	12,24	11,14	0,91
0,8	20	6	0,18	350	12,69	11,14	0,88
0,8	20	6	0,18	400	12,69	11,14	0,88
0,8	20	6	0,18	450	12,69	11,14	0,88
0,8	60	2	0,10	350	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,10	400	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,10	450	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,14	350	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,14	400	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,14	450	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,18	350	7,47	7,31	0,98
0,8	60	2	0,18	400	7,47	7,31	0,98

Anhang B: FE-Parameterstudien und Vergleichsrechnungen

t [mm]	B _s [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	F _{R,FEA} [kN]	F _R [kN]	F _R /F _{R,FEA} [-]	
0,8	60	2	0,18	450	7,47	7,31	0,98	
0,8	60	4	0,10	350	12,64	11,91	0,94	
0,8	60	4	0,10	400	12,64	11,91	0,94	
0,8	60	4	0,10	450	12,64	11,91	0,94	
0,8	60	4	0,14	350	12,82	11,91	0,93	
0,8	60	4	0,14	400	12,82	11,91	0,93	
0,8	60	4	0,14	450	12,82	11,91	0,93	
0,8	60	4	0,18	350	12,82	11,91	0,93	
0,8	60	4	0,18	400	12,82	11,91	0,93	
0,8	60	4	0,18	450	12,82	11,91	0,93	
0,8	60	6	0,10	350	15,42	15,94	1,03	
0,8	60	6	0,10	400	15,42	15,94	1,03	
0,8	60	6	0,10	450	15,42	15,94	1,03	
0,8	60	6	0,14	350	17,44	15,94	0,91	
0,8	60	6	0,14	400	17,44	15,94	0,91	
0,8	60	6	0,14	450	17,44	15,94	0,91	
0,8	60	6	0,18	350	17,69	15,94	0,90	
0,8	60	6	0,18	400	17,69	15,94	0,90	
0,8	60	6	0,18	450	17,69	15,94	0,90	
0,8	100	2	0,10	350	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,10	400	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,10	450	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,14	350	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,14	400	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,14	450	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,18	350	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,18	400	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	2	0,18	450	9,16	8,91	0,97	
0,8	100	4	0,10	350	15,97	15,11	0,95	
0,8	100	4	0,10	400	15,97	15,11	0,95	
0,8	100	4	0,10	450	15,97	15,11	0,95	
0,8	100	4	0,14	350	16,13	15,11	0,94	
0,8	100	4	0,14	400	16,13	15,11	0,94	
0,8	100	4	0,14	450	16,13	15,11	0,94	
0,8	100	4	0,18	350	16,13	15,11	0,94	
0,8	100	4	0,18	400	16,13	15,11	0,94	
0,8	100	4	0,18	450	16,13	15,11	0,94	
0,8	100	6	0,10	350	20,04	20,74	1,03	
0,8	100	6	0,10	400	20,04	20,74	1,03	
0,8	100	6	0,10	450	20,04	20,74	1,03	
0,8	100	6	0,14	350	22,41	20,74	0,93	
0,8	100	6	0,14	400	22,41	20,74	0,93	
0,8	100	6	0,14	450	22,41	20,74	0,93	
0,8	100	6	0,18	350	22,63	20,74	0,92	
0,8	100	6	0,18	400	22,63	20,74	0,92	
0,8	100	6	0,18	450	22,63	20,74	0,92	
							Mittelwert [-]	0,93
							s [-]	0,05

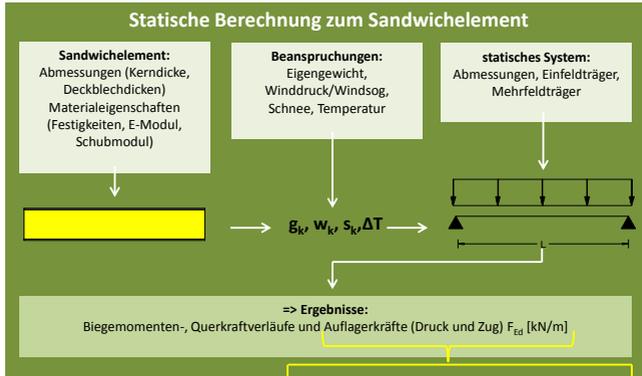
B.3: Parameterstudie Knittern bei punktueller Lasteinleitung

t [mm]	E _c [N/mm ²]	f _c [N/mm ²]	n _{Schrauben} [Stck/m]	F _{FEA} [mm]	σ _{w,FEA} [N/mm ²]	w ₀ [mm]	e _{0,1} [mm]	e _{0,w} [mm]	e _{0,95} [mm]	σ _{w,02} [N/mm ²]	σ _{w,02} / σ _{w,FEA} [-]
0,4	2	0,10	4	3404,4	35,46	3,53	0,321	0,255	0,575	36,62	1,03
0,4	2	0,18	4	4490,1	46,77	4,66	0,423	0,255	0,677	33,37	0,71
0,4	4	0,10	4	3830,7	39,90	3,84	0,032	0,194	0,226	63,20	1,58
0,4	4	0,18	4	5315,7	55,37	5,33	0,044	0,194	0,238	61,89	1,12
0,4	6	0,10	4	4000,5	41,67	4,00	0,003	0,165	0,168		
0,4	6	0,18	4	5747,4	59,87	5,74	0,004	0,165	0,169	75,89	1,27
0,4	2	0,10	6	3090,8	32,20	2,14	0,432	0,255	0,686	33,12	1,03
0,4	2	0,18	6	3931,9	40,96	2,72	0,549	0,255	0,804	30,10	0,73
0,4	4	0,10	6	3489,2	36,35	2,33	0,095	0,194	0,289	56,98	1,57
0,4	4	0,18	6	4689,5	48,85	3,14	0,128	0,194	0,322	54,25	1,11
0,4	6	0,10	6	3682,5	37,94	2,43	0,020	0,165	0,185		
0,4	6	0,18	6	5092,1	53,04	3,39	0,028	0,165	0,193	72,25	1,36
0,4	2	0,10	8	2710,4	28,23	1,41	0,424	0,255	0,678	33,35	1,18
0,4	2	0,18	8	3723,8	38,79	1,93	0,582	0,255	0,837	29,36	0,76
0,4	4	0,10	8	3380,7	35,22	1,70	0,154	0,194	0,348	52,29	1,48
0,4	4	0,18	8	4415,4	45,99	2,21	0,201	0,194	0,395	49,09	1,07
0,4	6	0,10	8	3541,1	36,89	1,77	0,048	0,165	0,213		
0,4	6	0,18	8	4802,5	50,03	2,40	0,066	0,165	0,230	67,19	1,34
0,6	2	0,10	4	4260,9	29,59	3,10	0,625	0,382	1,007	33,55	1,13
0,6	2	0,18	4	5834,1	40,51	4,24	0,856	0,382	1,238	29,63	0,73
0,6	4	0,10	4	4686,7	32,55	3,18	0,130	0,291	0,421	57,76	1,77
0,6	4	0,18	4	6699,1	46,52	4,54	0,185	0,291	0,476	54,59	1,17
0,6	6	0,10	4	4851,4	33,69	3,24	0,027	0,247	0,274		
0,6	6	0,18	4	7146,3	49,63	4,78	0,039	0,247	0,286	72,51	1,46
0,6	2	0,10	6	3910,9	27,16	1,89	0,652	0,382	1,034	33,03	1,22
0,6	2	0,18	6	5432,8	37,73	2,63	0,906	0,382	1,288	28,89	0,77
0,6	4	0,10	6	4471,1	31,05	2,02	0,239	0,291	0,531	51,87	1,67
0,6	4	0,18	6	6283,8	43,64	2,84	0,337	0,291	0,628	47,64	1,09
0,6	6	0,10	6	4686,5	32,55	2,09	0,085	0,247	0,332		
0,6	6	0,18	6	6696,8	46,51	2,99	0,122	0,247	0,369	65,31	1,40
0,6	2	0,10	8	3723,8	25,86	1,35	0,608	0,382	0,990	33,89	1,31
0,6	2	0,18	8	5192,9	36,06	1,89	0,848	0,382	1,230	29,75	0,82
0,6	4	0,10	8	4383,9	30,44	1,49	0,300	0,291	0,591	49,13	1,61
0,6	4	0,18	8	6025,6	41,84	2,04	0,413	0,291	0,704	44,79	1,07
0,6	6	0,10	8	4605,6	31,98	1,54	0,140	0,247	0,387		
0,6	6	0,18	8	6457,6	44,84	2,16	0,196	0,247	0,443	60,03	1,34
0,8	2	0,10	4	4909,4	25,57	2,82	0,850	0,509	1,359	33,31	1,30
0,8	2	0,18	4	7076,0	36,85	4,07	1,224	0,509	1,734	28,71	0,78
0,8	4	0,10	4	5467,3	28,48	2,84	0,257	0,388	0,646	54,20	1,90
0,8	4	0,18	4	8098,1	42,18	4,20	0,381	0,388	0,770	49,74	1,18
0,8	6	0,10	4	5640,8	29,38	2,85	0,078	0,329	0,407		
0,8	6	0,18	4	8520,4	44,38	4,31	0,118	0,329	0,447	68,03	1,53
0,8	2	0,10	6	4596,9	23,94	1,76	0,791	0,509	1,301	34,17	1,43
0,8	2	0,18	6	6731,1	35,06	2,58	1,158	0,509	1,668	29,42	0,84
0,8	4	0,10	6	5290,3	27,55	1,83	0,370	0,388	0,758	50,13	1,82
0,8	4	0,18	6	7758,4	40,41	2,68	0,542	0,388	0,930	45,00	1,11
0,8	6	0,10	6	5530,4	28,80	1,87	0,169	0,329	0,499		
0,8	6	0,18	6	8152,5	42,46	2,75	0,249	0,329	0,579	60,62	1,43
0,8	2	0,10	8	4739,0	24,68	1,36	0,747	0,509	1,257	34,84	1,41
0,8	2	0,18	8	6672,8	34,75	1,92	1,052	0,509	1,561	30,64	0,88
0,8	4	0,10	8	5194,9	27,06	1,35	0,406	0,388	0,794	48,95	1,81
0,8	4	0,18	8	7593,9	39,55	1,97	0,593	0,388	0,982	43,68	1,10
0,8	6	0,10	8	5480,4	28,54	1,39	0,229	0,329	0,558		
0,8	6	0,18	8	8017,7	41,76	2,03	0,335	0,329	0,665	56,68	1,36
Mittelwert [-]											1,240
s [-]											0,320

B.4: Parameterstudie Knittern bei linienförmiger Lasteinleitung

t [mm]	E_c [N/mm ²]	f_c [N/mm ²]	B _s [mm]	F _{RIA} [mm]	$\sigma_{w,RIA}$ [N/mm ²]	w ₀ [mm]	e _{DL} [mm]	e _{0,w} [mm]	e _{0,sp} [mm]	$\sigma_{w,RI}$ [N/mm ²]	$\sigma_{w,RI} / \sigma_{w,RIA}$ [-]
0,4	2	0,1	10	3121,5	33,93	1,72	1,210	0,255	1,465	19,99	0,59
0,4	2	0,18	10	3809,4	41,41	2,10	1,476	0,255	1,731	17,62	0,43
0,4	4	0,1	10	3513,7	38,19	1,30	0,648	0,194	0,842	31,32	0,82
0,4	4	0,18	10	4638,7	50,42	1,72	0,855	0,194	1,049	26,86	0,53
0,4	6	0,1	10	3673,8	39,93	1,08	0,378	0,165	0,543	43,16	1,08
0,4	6	0,18	10	5039,9	54,78	1,48	0,518	0,165	0,683	37,32	0,68
0,4	2	0,1	60	3146,5	34,20	1,15	0,141	0,255	0,395	44,25	1,29
0,4	2	0,18	60	5032,0	54,70	1,84	0,225	0,255	0,480	40,29	0,74
0,4	4	0,1	60	4276,0	46,48	0,94	0,014	0,194	0,208	65,20	1,40
0,4	4	0,18	60	6335,6	68,87	1,40	0,021	0,194	0,215	64,41	0,94
0,4	6	0,1	60	4479,4	48,69	0,73	0,001	0,165	0,166	76,38	1,57
0,4	6	0,18	60	6765,3	73,54	1,10	0,002	0,165	0,167	76,27	1,04
0,4	2	0,1	100	3566,8	38,77	1,03	0,031	0,255	0,286	50,85	1,31
0,4	2	0,18	100	5219,7	56,74	1,50	0,045	0,255	0,300	49,86	0,88
0,4	4	0,1	100	4467,8	48,56	0,74	0,001	0,194	0,195	66,82	1,38
0,4	4	0,18	100	6717,3	73,01	1,12	0,001	0,194	0,195	66,78	0,91
0,4	6	0,1	100	4752,7	51,66	0,57	0,000	0,165	0,165	76,60	1,48
0,4	6	0,18	100	7046,0	76,59	0,84	0,000	0,165	0,165	76,59	1,00
0,6	2	0,1	10	4129,4	29,92	1,91	1,511	0,382	1,893	22,28	0,74
0,6	2	0,18	10	5275,6	38,23	2,44	1,930	0,382	2,312	19,24	0,50
0,6	4	0,1	10	4577,5	33,17	1,43	0,894	0,291	1,186	32,65	0,98
0,6	4	0,18	10	6308,1	45,71	1,97	1,233	0,291	1,524	27,49	0,60
0,6	6	0,1	10	4745,1	34,38	1,17	0,583	0,247	0,830	42,64	1,24
0,6	6	0,18	10	6733,0	48,79	1,67	0,828	0,247	1,075	36,16	0,74
0,6	2	0,1	60	4051,3	29,36	1,31	0,324	0,382	0,706	40,68	1,39
0,6	2	0,18	60	7058,8	51,15	2,29	0,564	0,382	0,946	34,77	0,68
0,6	4	0,1	60	4838,8	35,06	0,96	0,058	0,291	0,349	62,42	1,78
0,6	4	0,18	60	8039,2	58,26	1,59	0,097	0,291	0,388	59,81	1,03
0,6	6	0,1	60	5379,2	38,98	0,79	0,012	0,247	0,259	75,33	1,93
0,6	6	0,18	60	8421,6	61,03	1,24	0,019	0,247	0,266	74,62	1,22
0,6	2	0,1	100	4208,8	30,50	1,10	0,107	0,382	0,489	48,19	1,58
0,6	2	0,18	100	7639,3	55,36	2,00	0,194	0,382	0,576	44,84	0,81
0,6	4	0,1	100	4858,8	35,21	0,75	0,007	0,291	0,298	66,34	1,88
0,6	4	0,18	100	8418,5	61,00	1,29	0,012	0,291	0,303	65,92	1,08
0,6	6	0,1	100	5525,7	40,04	0,61	0,001	0,247	0,248	76,55	1,91
0,6	6	0,18	100	8735,5	63,30	0,97	0,001	0,247	0,248	76,52	1,21
0,8	2	0,1	10	4480,4	24,35	1,83	1,540	0,509	2,050	25,73	1,06
0,8	2	0,18	10	6674,5	36,27	2,73	2,295	0,509	2,804	20,64	0,57
0,8	4	0,1	10	5406,9	29,39	1,49	1,048	0,388	1,436	34,75	1,18
0,8	4	0,18	10	7855,8	42,69	2,16	1,522	0,388	1,911	28,70	0,67
0,8	6	0,1	10	5676,0	30,85	1,24	0,734	0,329	1,063	43,69	1,42
0,8	6	0,18	10	8311,6	45,17	1,82	1,075	0,329	1,404	36,63	0,81
0,8	2	0,1	60	4838,8	26,30	1,44	0,504	0,509	1,013	39,17	1,49
0,8	2	0,18	60	8509,5	46,25	2,53	0,886	0,509	1,395	32,81	0,71
0,8	4	0,1	60	5776,1	31,39	1,05	0,129	0,388	0,517	59,81	1,91
0,8	4	0,18	60	9406,9	51,12	1,72	0,210	0,388	0,599	56,12	1,10
0,8	6	0,1	60	6051,8	32,89	0,83	0,035	0,329	0,365	73,78	2,24
0,8	6	0,18	60	9761,9	53,05	1,33	0,057	0,329	0,386	72,17	1,36
0,8	2	0,1	100	4838,8	26,30	1,18	0,205	0,509	0,715	46,32	1,76
0,8	2	0,18	100	8869,0	48,20	2,16	0,376	0,509	0,886	41,92	0,87
0,8	4	0,1	100	5955,4	32,37	0,86	0,026	0,388	0,414	65,34	2,02
0,8	4	0,18	100	9718,0	52,82	1,40	0,042	0,388	0,431	64,37	1,22
0,8	6	0,1	100	6048,8	32,87	0,63	0,003	0,329	0,333	76,33	2,32
0,8	6	0,18	100	9981,0	54,24	1,05	0,005	0,329	0,335	76,15	1,40
Mittelwert [-]											1,18
s [-]											0,47

Anhang C: Schematische Darstellung des Bemessungsverfahrens



Lokaler Nachweis der Zugverankerung

Grenzzustand der Tragfähigkeit

1 Bestimmung der Bemessungslast
 $F_{Ed} = F_{Ed} / n_{Schrauben}$

2a Bestimmung der Durchknöpfragfähigkeit (wenn maßgebend im Vergleich zu Ausreißen aus UK und Zugbruch)
Mit allgemeinem Bemessungsansatz durch EDV

2b Bestimmung der Durchknöpfragfähigkeit
Mit vereinfachtem Bemessungsformeln

$F_{p,Rd,GZT} = \alpha_{ULS} \cdot d_w \cdot t \cdot f_u / \gamma_{M,ULS}$

3 Überprüfung von Konstruktionsmaßen (Randabstände etc.)
Ggf. Reduktion der Durchknöpfragfähigkeit entsprechend Randabstand e ,
 $F_{p,Rd,red} = F_{p,Rd} \cdot \eta(e)$

4 Nachweisführung
 $F_{Ed} / F_{p,Rd,ULS} \leq 1,0 \quad \checkmark$

Grenzzustand der Gebrauchtauglichkeit

1 Bestimmung der Bemessungslast
 $F_{Ek} = F_{Ed} / n_{Schrauben}$

Empfehlung: Nur dauerhaft wirkende Belastungen sind zu berücksichtigen.

2 Wahl einer tolerierbaren lokalen Eindrückung
 w_{max}

3a Bestimmung der Last zugehörig zu U_{max}
Mit allgemeinem Bemessungsansatz durch EDV

3b Bestimmung der Last zugehörig zu U_{max}
Mit vereinfachtem Bemessungsformeln

$F_{p,Rd,GZG} = \alpha_{SLS} \cdot w_{max} \cdot d_w \cdot t \cdot f_u / \gamma_{M1}$

4 Nachweisführung
 $F_{Ek} / F_{p,Rd,SLS} \leq 1,0 \quad \checkmark$

Lokaler Nachweis der Druckauflagerung

Grenzzustand der Gebrauchtauglichkeit

1 Bestimmung der Bemessungslast
 $F_{Ed} = F_{Ed}$

2a Bestimmung der max Auflagerlast (bei $w_e \leq 2mm$)
Mit allgemeinem Bemessungsansatz durch EDV

2b Bestimmung der max Auflagerlast (bei $w_e > 2mm$)
Mit vereinfachtem Bemessungsformeln

$F_{R1/2,Rd,GZG} = (j \cdot \beta_{ULS} \cdot t \cdot E_c + B_3 \cdot f_c) / \gamma_{M,ULS}$

4 Nachweisführung
 $F_{Ed} / F_{Rd} \leq 1,0 \quad \checkmark$

Interaktion der Auflagerung - Knitterversagen

Punktuelle Lasteinleitung

1a Bestimmung der lokalen Eindrückung infolge vorhandener Last w_0/F_{Ed}
Mit allgemeinem Bemessungsansatz durch EDV

1b Bestimmung der Last zugehörig zu w_0
Mit vereinfachtem Bemessungsformeln
(lineare Rückrechnung der lokalen Nachweise möglich)

$$w_0 = ((\alpha_{SL5} \cdot d_w \cdot t \cdot f_t) / F_{Ed}) / Y_{M,SL5}$$

2 Ermittlung der äquivalenten geometrischen Ersatzimperfection für die Belastung $e_{0,L}$

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e} \left(0,002 \cdot \frac{E_c \cdot L_s}{t} \right)$$

Linienförmige Lasteinleitung

1a Bestimmung der lokalen Eindrückung infolge vorhandener Last w_0/F_{Ed}
Mit allgemeinem Bemessungsansatz durch EDV

1b Bestimmung der Last zugehörig zu w_0
Mit vereinfachtem Bemessungsformeln (lineare Rückrechnung möglich)

$$w_0 = ((j \cdot \beta_{SL5} \cdot t \cdot E_c + B_S \cdot E_c / 100) / F_{Ed}) / Y_{M,SL5}$$

2 Ermittlung der äquivalenten geometrischen Ersatzimperfection für die Belastung $e_{0,L}$

$$e_{0,L} = \frac{w_0}{e} \left(0,007 \cdot \frac{E_c \cdot L_s}{t} \right)$$

Bestimmung der äquivalenten (Gesamt-)Ersatzimperfection

3 Wahl der maßgebenden Ersatzimperfection infolge Lasteinleitung $e_{0,L}$ (punktuell oder linienförmig)

4 Ermittlung der Ersatzimperfection infolge tatsächlicher Imperfektionen $e_{0,w}$

$$e_{0,w} \leq \left(\frac{N_{Rd}}{N_{w,cr}} - 0,61 \right) \cdot \frac{t}{6,26}$$

5 Ermittlung der Gesamtersatzimperfection $e_{0,ges}$

$$e_{0,ges} = e_{0,w} + e_{0,L}$$

Knitternachweis

6 Bestimmung der Knittertragfähigkeit für den Ersatzstab nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Ersatzimperfection

$$\frac{N_{w,Ed}}{N_{Rd}} + \frac{N_{w,Ed} \cdot e_0}{M_{pl,Rd}} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N_{w,Ed}}{N_{w,cr}}} \right) \leq 1,0$$