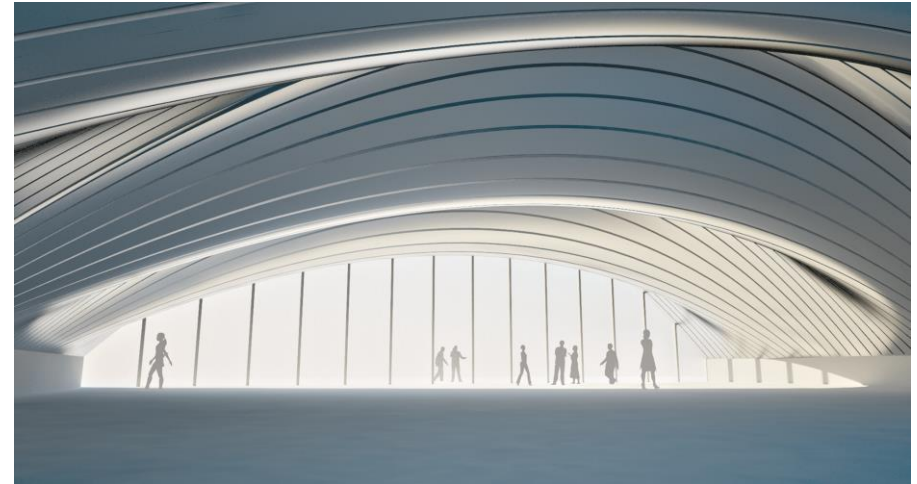


Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.
Sohnstr. 65
40237 Düsseldorf



fosta@stahlforschung.de
www.stahlforschung.de



Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen

Shell structures made of curved sandwich
panels

Forschung für die Praxis P 1234 / IGF-Nr. 19519 N

Industrielle
Gemeinschaftsforschung **IGF**

Gefördert durch:

Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie
aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages



Forschungsvereinigung
Stahlanwendung e. V.



Forschungsprojekt P 1234 / IGF-Nr. 19519 N

Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen

Shell structures made of curved sandwich panels

Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, TU Darmstadt

Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange

M. Sc. Sören Grimm

Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, TU Darmstadt

Prof. Dr.-Ing. Peter Groche

M. Sc. Matthias Moneke

Institut für konstruktives Gestalten und Baukonstruktion, TU Darmstadt

Prof. Dr.-Ing. Schäfer

Dipl.-Ing. Jakob Reising

Verantwortlich für die FOSTA – Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.

Dr. Gregor Nüsse M.Sc.

Das IGF-Vorhaben 19519 N der FOSTA – Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert. Das Vorhaben wurde vom Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, TU Darmstadt, dem Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, TU Darmstadt, sowie vom Institut für konstruktives Gestalten und Baukonstruktion, TU Darmstadt durchgeführt.

Beteiligte am Projektbegleitenden Ausschuss:

ArcelorMittal Construction Deutschland GmbH, Sandersdorf-Brehna

ArcelorMittal Global R&D, Zelzate, Belgien

B+G Ingenieure Bollinger und Grohmann GmbH, Frankfurt

BASF Polyurethanes GmbH, Lemförde

Covestro Deutschland AG, Leverkusen

Fischer Profil GmbH, Nethpen

Hennecke Profiliertechnik GmbH, Kreuztal, Sankt Augustin

Herkules Wetzlar GmbH, Solms

IFBS - Internationaler Verband für den Metalleichtbau, Krefeld

Ingenieur- und Sachverständigenbüro Korff, Kreuztal

iS-engineering GmbH, Darmstadt

PBI - Entwicklung innovativer Fassaden GmbH, Wertingen

Quadrat+ architekten, Lünen

TriLogiX Ingenieurbüro Dr. Erbar, Graf und Kessler GbR, Urmitz

© 2021 Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf

Bestell-Nr. P 1234

ISBN 978-3-96780-001-2

Das Werk ist urheberrechtlich geschützt. Alle Rechte, auch die der Übersetzung in andere Sprachen, bleiben vorbehalten. Ohne schriftliche Genehmigung der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. sind Vervielfältigungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen nicht gestattet.

Kurzdarstellung

Im vorliegenden Forschungsprojekt hat sich erwartungsgemäß sehr schnell bestätigt, dass der Herstellungsaufwand gekrümmter Sandwichpaneele gegenüber jenen mit ebener Oberfläche höher ist. Die Strategie, den Umfang möglicher geometrischer Variationen zu Gunsten besserer Herstellungsbedingungen einerseits einzugrenzen und andererseits durch eine vorgelagerte, entwurfsspezifische Optimierung wiederum zu maximieren, war jedoch erfolgreich. Durch den Einsatz eines entwickelten Designtools für gekrümmte Sandwichelemente kann die uneingeschränkte Gestaltungsfreiheit bei der Entwicklung anspruchsvoll geformter Gebäudegeometrien sichergestellt werden und gleichzeitig eine unerwünschte und aufwändige Herstellungskomplexität gekrümmter Sandwichpaneele sinnvoll eingegrenzt werden. Dem Planer werden bereits in einer frühen Entwurfsphase sinnvolle Entwurfskorridore an die Hand gegeben, innerhalb derer eine spätere Fertigung wirtschaftlich möglich sein wird. Durch diese Verknüpfung von Planung und Fertigung wird der gewünschte Forschungserfolg sichergestellt. Es hat sich zudem gezeigt, dass die geometrische Klassifizierung in vier Komplexitätsstufen vollkommen ausreicht, um alle gängigen Bauwerksgeometrien mit nicht vollständig ebenen Flächen auskömmlich zu beschreiben. Ferner hat sich gezeigt, dass bis einschließlich der Komplexitätsstufe 3 hinreichend viele Gebäudegeometrien möglich und darstellbar sind, die dennoch vergleichsweise einfach gefertigt werden können. Es wurde dargelegt, auf welche Weise geometrisch nicht ebene Flächen strategisch zu unterteilen sind, damit sie mit den gegebenen Randbedingungen (z.B. Restriktionen durch vorhandene Fertigungsmaschinen) optimal herstellbar sind. Mit einem richtigen Ansatz lassen sich somit vergleichsweise einfach die Faktoren "Rollenbandbreite" und "Anzahl der Umformschritte" optimieren. Die nachgelagerten Arbeitsschritte von Entwurf – Optimierung – Geometrische Unterteilung – Fertigung lassen sich, unterstützt durch die nun verfügbaren Erkenntnisse, auch in wiederholbaren Arbeitsschritten iterativ verbessern. Das Softwaretool selbst bleibt als Open Source Hilfsmittel auch künftig entwicklungsfähig und kann für kommende Anforderungen auf einfache Weise angepasst werden. Für den Anwender bleibt es überschaubar und auch ohne tiefgehende Programmierkenntnisse gut einsetzbar. Für die Digitalisierung im Bauwesen bleibt diese konsistente Prozesskettenoptimierung ein sehr guter Weg, zukünftige Bauwerksentwürfe anspruchsvoll und dennoch wirtschaftlich zu realisieren. In theoretischen, numerischen und experimentellen Untersuchungen zu Tragverhalten und Tragfähigkeit von gekrümmten Sandwichelementen, konnte das große statische Potential der im Rahmen dieses Projekts neu entwickelten Bauweise gezeigt werden. In den Untersuchungen wurde weiter die Basis geschaffen, das Tragverhalten gekrümmter Sandwichelemente realistisch modellieren zu können. Auch in Strukturen aus gekrümmten Sandwichelementen ist das Stabilitätsversagen der gedrückten Deckschicht der maßgebende Versagensmodus. Es konnte gezeigt werden, dass eine Krümmung der Sandwichelemente im erarbeiteten Anwendungsbereich keinen nennenswerten Einfluss auf ihre Knitterspannung hat.

Abstract

As expected, the research project confirmed that the manufacturing effort for curved sandwich panels is higher than for those with a flat surface. The strategy of range limiting of the possible geometric variations in favour of better manufacturing conditions on the one hand and maximizing them on the other hand by design-specific optimisation was successful. Using the developed design tool for curved sandwich elements, the unrestricted design flexibility in the development of sophisticated building geometries can be ensured and contemporaneously an undesirable and immense manufacturing complexity of curved sandwich panels can be limited. The planner is provided with meaningful design corridors at an early design stage, within which later production will be economically possible. This combination of planning and production ensures the desired research success.

It has also been shown that the geometric classification in 4 complexity levels is completely sufficient to describe all common building geometries with non-planar surfaces adequately. Furthermore, it has been shown that up to complexity level 3, a sufficient number of building geometries are possible, which can nevertheless be manufactured comparatively simple. Also, it was explained how non-planar surfaces can be strategically subdivided in a way that they can be produced with the given boundary conditions (e.g. restrictions due to existing production machines) optimally. With the right approach, roll width and number of forming steps can also be optimized easily. The chronological work steps of: design - optimization - geometric subdivision - production can, supported by now available knowledge, also be improved in repeatable work steps iteratively. As an open-source product, the software tool itself remains capable of future development and can be adapted to coming requirements easily. For the standard user, it remains manageable and easy to use, even without in-depth programming knowledge. This consistent process chain optimization remains a very good principle for the digitalization of the construction industry to realize future building designs in a sophisticated and yet economical way.

The great load-bearing potential of curved sandwich panels was demonstrated by theoretical, numerical and experimental examinations. By this also a basis for further assessment of the mechanical behaviour was derived. In curved sandwich panels as in planar elements the decisive failure mode is stability-based. Wrinkling of the surface which is predominantly under compression will lead to failure in most cases. In the area of application, the curvature has no significant influence on the wrinkling stress.

FOSTA - Research Association for Steel Application

January 2021

Inhaltsverzeichnis Content

1	Einleitung Introduction	1
1.1	Problemstellung Problem definition.....	2
1.2	Motivation Motivation	3
1.3	Zielsetzung Objektive	4
2	Stand der Technik State of the art	7
2.1	Planung gekrümmter Gebäudehüllen in der Architektur Design of curved building envelopes in architecture	8
2.2	Erzeugung von flexiblen Blechprofilen durch Biegeprozesse Profiling of flexible steel sheets using bending processes.....	8
2.3	Einsatz gekrümmter Sandwichelemente Application of curved sandwich panels.....	14
2.4	Parametrische Werkzeuge zur Planung komplexer Konstruktionen Parametric tools for the design of complex structures	14
2.5	Arbeitshypothese Working hypothesis	15
3	Vorgehensweise und Versuchsplanung Approach and design of experiments	17
3.1	Vorgehensweise Approach	18
3.1.1	Arbeitspaket 1 Work package 1	18
3.1.2	Arbeitspaket 2 Work package 2	19
3.1.3	Arbeitspaket 3 Work package 3	22
3.1.4	Arbeitspaket 4 Work package 4	23
3.1.5	Arbeitspaket 5 Work package 5	24
4	Studien zu möglichen Geometrien Studies on possible geometries	25

4.1	Komplexitätsstufen Levels of complexity	26
4.2	Realisierbare Gebäudegeometrien Feasible building geometries	27
4.2.1	Realisierbare Architektur mit Komplexitätsstufe 1 Feasible designs using panels with level 1 of complexity	27
4.2.2	Realisierbare Architektur mit Komplexitätsstufe 2 Feasible designs using panels with level 2 of complexity	28
4.2.3	Realisierbare Architektur mit Komplexitätsstufe 3 Feasible designs using panels with level 3 of complexity	29
4.3	Demonstratorgeometrie Demonstrator geometry	30
5	Tragverhalten und Tragfähigkeit von Sandwichelementen Load-bearing behaviour and capacity of sandwich panels	33
5.1	Verbundwirkung im Sandwichquerschnitt Composite action of sandwich panels.....	34
5.2	Gerade Sandwichbalken unter Beanspruchungen senkrecht zur Elementebene Straight sandwich panels loaded perpendicular to their surface	35
5.3	Gerade Sandwichbalken unter Beanspruchungen in Elementebene Straight sandwich panels under axial loads	36
5.4	Einfeldträger aus gekrümmten Sandwichelementen Simply supported curved sandwich panels	37
5.5	Bögen aus gekrümmten Sandwichelementen Arches made of curved sandwich panels	39
5.6	Querschnittsversagen von Sandwichelementen Failure modes of sandwich panels.....	43
5.6.1	Querschnittsversagen der Deckschichten Failure modes of the face sheets.....	44
5.6.2	Knitter- und Krüppelversagen der gedrückten Deckschicht Wrinkling and crippling failure of the face sheet under compression ...	45
5.6.3	Versagen der Kernschicht Failure of the core.....	51
5.6.4	Versagen des Verbundes zwischen Deck- und Kernschicht Delamination of the face sheets and the core.....	51
5.7	Bestimmung der Schnittgrößen und Verformungen Calculation of the internal forces and deformations	52
5.7.1	Berechnungen gerader Sandwichbalken nach Sandwichtheorie Analysis of plane sandwich panels with the first-order theory.....	52

5.7.2	Berechnungen gekrümmter Sandwichbalken nach Sandwichtheorie Analysis of curved sandwich panels with the first-order theory	54
5.7.3	Numerische Modelle mit der Methode der Finiten Elemente Numerical modeling with the finite element method	55
5.8	Stabilitätsversagen von geraden Sandwichelementen Buckling of plane sandwich panels.....	56
5.9	Entwicklung möglicher Auflagerdetails für Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen Development of exemplary bearing details for shell structures made of curved sandwich panels.....	57
5.9.1	Auflagerkonstruktionen – Italpanelli SRL Bearing details – Italpanelli SRL.....	57
5.9.2	Entwickelte Auflagerkonstruktionen Developed bearing details.....	59
6	Experimentelle und numerische Untersuchungen Experimental and numerical studies	63
6.1	Numerische Modellierung mit der Methode der Finiten Elemente Numerical modelling with the finite element method	64
6.1.1	Hintergründe zu dem gewählten Materialmodell für das Kernmaterial Backgrounds of the material law of the core material.....	64
6.1.2	Modellierung mit Hilfe von zweidimensionalen Flächenmodellen Two dimensional finite element models.....	68
6.2	Vorüberlegungen zur numerischen Analyse gekrümmter Sandwichelemente Preliminary considerations on the numerical analyses of sandwich panels ..	70
6.2.1	Einfluss der Schubsteifigkeit Effects of the panels shear stiffness.....	70
6.2.2	Einfluss des Gleichgewicht am verformten System Effects of considering the deflections of the structure	72
6.3	Parameterstudie hinsichtlich möglicher Stützweiten Parametric study to determine feasible span.....	74
6.3.1	Festlegung der Parameter Determination of the considered parameters	74
6.3.2	Ermittlung der Beanspruchungen Determination of the loads	75
6.3.3	Ermittlung der Knitterspannung Determination of the wrinkling stress.....	75
6.3.4	Ermittlung der Querkrafttragfähigkeit Determination of the shear strength	76
6.3.5	Auswertung der Parameterstudie Evaluation of the parametric study	77
6.4	Statische Berechnung unter der Berücksichtigung von Temperaturlasten Structure analyses taking into account thermal loads	87

6.5	Experimentelle Untersuchungen Experimental studies	88
6.5.1	Herstellung der Probekörper Production of the specimens	88
6.5.2	Prüfprogramm Test programme	91
6.5.3	Versuchsauswertung Test evaluation	96
6.6	Zusammenfassung Conclusion	104
7	Entwicklung einer Prozesskette zur Herstellung gekrümmter Deckbleche Development of production process for curved face sheets.....	107
7.1	Beschreibung der flexiblen Profilieranlage Specifications of the flexible roll former	108
7.2	Fugengeometrie Geometry of the joint	108
7.3	Prozesskette Process.....	110
7.3.1	Individueller Zuschnitt Individual cutting.....	110
7.3.2	Walzprofilieren Roll forming	111
7.3.3	Ergebnisse – Flexibles Walzprofilieren Results – Flexible roll forming.....	114
7.3.4	Profilkrümmung Profile curvature	116
7.4	Analytische und numerische Bestimmung der Machbarkeitsgrenzen Analytical an numerical determination of the scope of application.....	120
7.4.1	Analytische Abschätzung der maximalen Schenkelhöhe Analytical calculation of the limit section hight	120
7.4.2	Finite-Elemente-Modell und numerische Ergebnisse Finite element model and numerical results	121
7.4.3	Experimentelle Validierung Experimental validation.....	122
7.4.4	Analyse der Einformstrategie beim flexiblen Walzprofilieren Analysis of the forming strategies for flexible roll forming.....	123
7.5	Zusammenfassung Conclusion	124
8	Designtool Design tool	127

8.1	Arbeitsschritte und benötigte Werkzeuge Process Steps and required Tools	128
8.2	Funktionsweise des Designtools Operating principle of the design tool	129
8.2.1	Schritt 1: Modellierung Step 1: Modelling.....	130
8.2.2	Schritt 2: Einteilen in Paneele Step 2: Panelling	130
8.2.3	Schritt 3: Detailierung Step 3: Detailing.....	135
8.2.4	Schritt 4: Auswertung Step 4: Evaluation	137
8.3	Desingtool Download Design tool download	141
9	Zusammenfassung Conclusion	143
10	Ausblick Outlook	145
11	Durchgeführte Änderungen zum Projektantrag Deviating procedure to the project application	147
11.1	Arbeitspaket 2 Work package 2	147
11.1.1	Gestaltung der Fugengeometrie Design of the joint.....	147
11.1.2	Schäumversuche an einer schiefen Ebene Adhesive tests on an inclined plane	148
11.2	Arbeitspaket 3 Work package 2	148
11.2.1	Herstellung der Probekörper mit der Zip-Shape Methode Production of the test specimen using the zip shape method	148
11.2.2	Entwicklung von Auflagerdetails Development of exemplary support constructions.....	148
11.2.3	Prüfprogramm Test programme	149
12	Liste aller Veröffentlichungen im Zusammenhang mit diesem Vorhaben List of publications in the context of this project.....	151
13	Literaturverzeichnis Bibliography	153

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1: Doppelt gekrümmte Dachkonstruktion aus Sandwichelementen.....	2
Abbildung 1-2: Doppelt gekrümmte Sandwichfassade	3
Abbildung 2-1: Modell einer Walzprofilieranlage (Groche und Müller 2013)	9
Abbildung 2-2: Dach des Zentralbahnhofs in Sydney (links);X-Tail Profil der Firma Kalzip (Mitte); Flexible Profilieranlage (rechts) (Döhren 2006)	9
Abbildung 2-3: Prinzip des flexiblen Walzprofilierens (Groche et al. 2009)	10
Abbildung 2-4: Spannungsverteilung beim flexiblen Walzprofilieren (links); Materialverteilung beim flexiblen Walzprofilieren (rechts) (Zettler 2007)	10
Abbildung 2-5: Bodenwölbung beim flexiblen Walzprofilieren (Berner 2012)	11
Abbildung 2-6: Bodenwölbung in Abhängigkeit der Profilkontur (in Anlehnung an Woo et al. (2019))	11
Abbildung 2-7: Flexibler Zuschnitt und analytisches Modell zur Bestimmung der kritischen Beulspannung (Zettler 2007)	12
Abbildung 2-8: Profilier- und Biegeanlage für einachsig gekrümmte Sandwichelemente (Berner 2010)	13
Abbildung 2-9: Bauformen von Walzrundmaschinen (Lange 1990).....	13
Abbildung 2-10: Sandwichkuppel von Otto Jungbluth (1972)	14
Abbildung 3-1: Übersicht und Zusammenhang der Arbeitspakete.....	18
Abbildung 3-2: Von links nach rechts: Steigende Komplexitätsstufen der Sandwichgeometrie	19
Abbildung 3-3: Prozesskette zur Herstellung gekrümmter Deckbleche	20
Abbildung 3-4: Verfahrensprinzip Walzrunden mit beschichteter Unterwalze nach (DIN 8586 2003)	20
Abbildung 3-5: Tangentenwinkel gekrümmter Profile unterschiedlicher Geometrien (links)und	21
Abbildung 3-6: Vorgehensweise bei der ZipShape-Methode (Schindler 2008)	22
Abbildung 3-7: Geplante Arbeitsschritte des Designtools	24
Abbildung 4-1: Komplexitätsstufen	26
Abbildung 4-2: Mit Elementen der Komplexitätsstufe 1 lassen sich Tonnengewölbe realisieren.....	27

Abbildung 4-3: Hallen Dach aus einachsige gekrümmte Elementen.....	27
Abbildung 4-4: Halle, die einachsige gekrümmte Elemente und Fachwerkträger kombiniert.....	28
Abbildung 4-5: Mit Elementen der Komplexitätsstufe 2 lassen sich Kuppeln und Translationsflächen realisieren.....	28
Abbildung 4-6: Halle, die Elemente der Komplexitätsstufe 2 mit einem Bogentragwerk kombiniert.....	29
Abbildung 4-7: Komplexitätsstufe 3 erlaubt es, komplett freie Formen herzustellen ..	29
Abbildung 4-8: Hallendach, welches mit Elementen der Komplexitätsstufe 3 möglich wäre	30
Abbildung 4-9: Demonstrations-Bauteilgeometrie. Der Radius quer zum Profil beträgt 652 mm, längs zum Profil 1.090 mm. Bauteilbreiten: 80-150 mm. Die Radien, welche profiliert werden, variieren zwischen: ~10.000 und ~14.000 mm	31
Abbildung 5-1: Schnittgrößen und Spannungsverteilung in einem Querschnitt mit biegeschlaffen Deckschichten (DIN EN 14509, Bild E.3 und E.4)	34
Abbildung 5-2: Sandwichbalken mit Beanspruchungen senkrecht zur Stabachse (Stamm und Witte 1974, Abb. 21)	35
Abbildung 5-3: Lastabtragsmechanismus von Scherkräften in Schraubenverbindungen (Kilian et al. 2015, Bild 7)	36
Abbildung 5-4: Schnittgrößenermittlung am projizierten Ersatzträger	38
Abbildung 5-5: Umrechnungsbeziehung mit Hilfe der Winkelbeziehung	38
Abbildung 5-6: Stützlinien von Zweigelenkbögen (Zehetmaier, 2018)	39
Abbildung 5-7: Kreissegment vs. Stützlinie/Seillinie - γ_B / γ_S und $S_{max}(i) / S_{max}(R/L = 0,50)$	41
Abbildung 5-8: Bogen vs. Stützlinie - Krümmung $R/L = 0,5$ bis $2,0$	42
Abbildung 5-9: Auflagerreaktionen - Halbkreis-Bogen vs. Stützlinie	42
Abbildung 5-10: Standarddetails Italpanelli SRL – Schnitte (Italpanelli-SRL 2014)....	58
Abbildung 5-11: Standarddetails Italpanelli SRL – Draufsicht (Italpanelli-SRL 2014).	58
Abbildung 5-12: Geschraubter Anschluss	59
Abbildung 5-13: Kontaktstoß mit einem Schwellenholz.....	60
Abbildung 6-1: RFEM – Globales Koordinatensystem und Flächenkoordinatensystem des Kernmaterials	64

Abbildung 6-2: Zweidimensionales Finite Element Modell (Flächenmodell)	68
Abbildung 6-3: Zweidimensionales Finite Element Modell (Flächenmodell) - Auflagerdetail.....	69
Abbildung 6-4: Statisches System und qualitative Momentenlinie eines Zweigelenkbogens unter projizierter Gleichstreckenlast.....	70
Abbildung 6-5: 0-System und 1-System des Zweigelenkbogens und ihre qualitative Momentenlinie	70
Abbildung 6-6: Deckschichtspannung eines Zweigelenkbogens mit und ohne Berücksichtigung der Schubsteifigkeit des Sandwichbalkens – $L = 10$ m, $D = 120$ mm.....	72
Abbildung 6-7: Deckschichtspannung eines Zweigelenkbogens nach Th.I.O. und Th.III.O. – $L = 10$ m, $D = 120$ mm	73
Abbildung 6-8: Krümmungsabhängige Deckschichtspannungen für $L = 8$ m und $e =$ 240 mm.....	78
Abbildung 6-9: Krümmungsabhängige Deckschichtspannungen für $L = 10$ m und $e =$ 160 mm.....	79
Abbildung 6-10: Anteil der Deckschichtdruckspannung aus Biegung vs. Bauteilkrümmung – $L = 10$ m, $D = 120$ mm	81
Abbildung 6-11: Deckschichtspannung je Bauteildicke - Krümmung $R/L = 2$	84
Abbildung 6-12: Deckschichtspannung je Bauteildicke - Krümmung $R/L = 0,7$	85
Abbildung 6-13: Deckschichtspannung je Bauteildicke - Krümmung $R/L = 8$	86
Abbildung 6-14: Anteil der stabilen Modelle je Stützweite	87
Abbildung 6-15: Schalung für die Voruntersuchungen	89
Abbildung 6-16: Schematische Darstellung – Herstellung der Probekörper für die Voruntersuchungen	89
Abbildung 6-17: Anordnung der Lamellen je Dämmtafel	90
Abbildung 6-18: Positionierung der Lamellen im Sandwichelement – Draufsicht	91
Abbildung 6-19: Modifizierter Gelenkquadratversuch	94
Abbildung 6-20: Versuchsaufbau – Gekrümmte Sandwichelemente.....	95
Abbildung 6-21: Ergebnis des numerischen Modells zu einem Vorversuch mit einer Krümmung $R/L = 1$	100
Abbildung 6-22: Ergebnis der Versuche zur Bestimmung der Auflagersteifigkeit	101

Abbildung 6-23: Numerisches Modell zur Bestimmung der Auflagersteifigkeit – Maße in mm	102
Abbildung 6-24: Ergebnis der numerischen Modellierung der Krümmung $R/L = 2$ – XPS_bo_11_x	103
Abbildung 6-25: Spannungen in der unteren Deckschicht im Bereich des Auflagers – XPS_bo_10_x	103
Abbildung 7-1: Übersicht flexible Profilieranlage (Moneke and Groche 2019)	108
Abbildung 7-2: Ableitung der neuen Fugengeometrie	109
Abbildung 7-3: Profilgeometrie (links) und Verbindung der Elemente im gekrümmten Bauteil (rechts)	109
Abbildung 7-4: Ableitung der neuen Fugengeometrie	110
Abbildung 7-5: Blechzuschnitt oberes und unteres Deckblech.....	110
Abbildung 7-6: Profilquerschnitt und Krümmung des Demonstratorbauteils	111
Abbildung 7-7: Biegewinkelfolge des oberen und unteren Deckblechs.....	112
Abbildung 7-8: Abschätzung der Bandkantendehnung beim konventionellen Walzprofilieren (in Anlehnung an Halmos (2006)).....	112
Abbildung 7-9: Analytisches Modell zur Bestimmung der beulkritischen Spannungen beim flexiblen Walzprofilieren (in Anlehnung an Zettler (2007)).....	113
Abbildung 7-10: Einformung der äußeren Flansch A und B	114
Abbildung 7-11: Einformung des Profilschenkels C	114
Abbildung 7-12: Einformung von Profilschenkel D	115
Abbildung 7-13: Abweichungen des Biegewinkels an den Profilen	115
Abbildung 7-14: Profilkontur	115
Abbildung 7-15: Experimentelle Ergebnisse: Biegewinkel des oberen (links) und unteren (rechts) Deckblechs sowie Flanschlänge und Aufweitung pro Seite	116
Abbildung 7-16: Prinzip des Walzrundens mit Kunststoffwalze	117
Abbildung 7-17: 3-Punkt-Biegeanlage und Holzkern (nach [xxx])	118
Abbildung 7-18: Flexibel gekrümmte Deckbleche	118
Abbildung 7-19: Ausknicken des Flansches unter Druckbeanspruchung.....	119
Abbildung 7-20: Flexibel profiliertes und gekrümmtes Sandwichelement	120
Abbildung 7-21: Aufbau des numerischen Modells	121
Abbildung 7-22: Abweichung der Profilkontur	122

Abbildung 7-23: Experimentelle und numerische Profilkontur in Abhängigkeit der Schenkelhöhe.....	122
Abbildung 7-24: Maximale Schenkelhöhe beim konventionellen Walzprofilieren der äußeren Flansche.....	123
Abbildung 7-25: Eiformstrategien beim Profilieren eines C-Profils	124
Abbildung 8-1: Arbeitsschritte im Designprozess und benötigte Tools	129
Abbildung 8-2: NURBS Freiformfläche als Ausgangsgeometrie.....	129
Abbildung 8-3: Modell nach dem Anwenden der Tools aus der Kategorie „Einteilen in Paneele“	130
Abbildung 8-4: Im ersten Schritt wird eine Kurve auf die Ausgangsgeometrie gezeichnet. Diese Kurve wird nun in gleichlange Segmente geteilt. Die Länge dieser Segmente bestimmt die Breite und Anzahl der später generierten Paneele.	131
Abbildung 8-5: Am Ende des ersten Segments wird eine Ebene aufgespannt, deren Normalenvektor der Tangente der Kurve in diesem Punkt entspricht. Diese Ebene wird mit der Ausgangsgeometrie verschnitten, um eine Schnittkurve zu erhalten.	131
Abbildung 8-6: Diese Schnittkurve wird verwendet, um eine einfach gekrümmte Fläche entlang der Tangente der Kurve in beide Richtungen zu extrudieren.....	132
Abbildung 8-7: Diese Schritte werden jetzt für alle folgenden Segmente, die im ersten Schritt generiert wurden, wiederholt.	132
Abbildung 8-8: Diese generierten Flächen bilden allerdings noch kein zusammenhängendes Gefüge.....	133
Abbildung 8-9: Wenn man diese Flächen allerdings miteinander verschneidet und überflüssige Bereiche entfernt, kann eine zusammenhängende Approximation der doppeltgekrümmten Ausgangsgeometrie mit einfach zylindrisch gekrümmten Elementen generiert werden.	133
Abbildung 8-10: Paneele für Kugel und Ellipsoid.....	134
Abbildung 8-11: Paneele für einen Hyperboloid	134
Abbildung 8-12: Links: Paneele generiert mithilfe von Isolinien. Rechts: Paneele generiert mithilfe von geodätischen Linien.	135
Abbildung 8-13: Generierte Profilquerschnitte	135

Abbildung 8-14: Volumenkörper der Paneele nach Anwendung eines Lofts.....	136
Abbildung 8-15: Einfache Nut- und Federverbindung und Winkeländerung über das Profil.....	136
Abbildung 8-16: Module mit Trapezprofilierung an den Verbindungsstellen	137
Abbildung 8-17: Modell nach dem Anwenden der Tools aus der Kategorie „Auswertung“	137
Abbildung 8-18: Portiertes Modell in RFEM	138
Abbildung 8-19: Umrisslinien der Platinen zum Laserschneiden.....	139
Abbildung 8-20: Alle Tools zusammenschaltet in Grasshopper	140
Abbildung 11-1: Überarbeitung der Fugengeometrie	147

List of figures

Figure 1-1: Roof made of curved sandwich panels.....	2
Figure 1-2: Curved sandwich facade	3
Figure 2-1: Design of a roll forming station (Groche und Müller 2013)	9
Figure 2-2: Roof of Sydney central station (left); X-Tail-profile made by Kalzip (middle); flexible roll forming line (right) (Döhren 2006).....	9
Figure 2-3: Principle of flexible roll forming (Groche et al. 2009)	10
Figure 2-4: State of stresses after flexible roll forming (left); Material distribution during flexible roll forming (right) (Zettler 2007).....	10
Figure 2-5: Web warping (Berner 2012)	11
Figure 2-6: Web warping depending on profile shape (after Woo et al. (2019))	11
Figure 2-7: Flexible shape and analytical model for the prediction of the critical buckling stresses (Zettler 2007)	12
Figure 2-8: Roll forming and bending line for uniaxial curved sandwich panels (Berner 2010)	13
Figure 2-9: Designs of forming machines to curve profiles (Lange 1990).....	13
Figure 2-10: Sandwich dome of Otto Jungbluth (1972)	14
Figure 3-1: Project map and work packages	18
Figure 3-2: Left to right: Increasing levels of complexity	19
Figure 3-3: Production process for curved cover sheets	20
Figure 3-4: Curving of a profile with a synthetic roll (DIN 8586 2003).....	20
Figure 3-5: Angle of the tangent of curved profiles (left) and test setup of the adhesive tests on an inclined plane (right)	21
Figure 3-6: Approach of the ZipShape method (Schindler 2008).....	22
Figure 3-7: Work steps of the design tool	24
Figure 4-1: Complexity levels	26
Figure 4-2: With elements of complexity level 1 barrel vaults can be realized.....	27
Figure 4-3: Roof made of single curved elements	27
Figure 4-4: Hall combining single curved elements and trussed girders.....	28
Figure 4-5: Domes and translational surfaces can be realized with elements of complexity level 2.....	28

Figure 4-6: A hall combining elements of complexity level 2 with an arched supporting structure.....	29
Figure 4-7: Complexity level 3 allows to produce completely free shapes	29
Figure 4-8: A hall roof, which would be possible with elements of complexity level 3	30
Figure 4-9: Demonstration part geometry. The radius across the profile is 652 mm, along the profile 1,090 mm. Component widths: 80-150 mm. The radii which are profiled vary between: ~10.000 and ~14.000 mm.....	31
Figure 5-1: Internal forces distribution in a sandwich panel with thin face sheets (DIN EN 14509, Fig. E.3 und E.4).....	34
Figure 5-2: Plane sandwich panels under vertical loads (Stamm und Witte 1974, Fig. 21)	35
Figure 5-3: Load-bearing mechanism of a sandwich screw connection (Kilian et al. 2015, Fig. 7)	36
Figure 5-4: Internal forces distribution of the projected single span	38
Figure 5-5: Determination of the internal forces distribution based on the projected single span.....	38
Figure 5-6: Pressure lines of two-hinged Arches under different loads	39
Figure 5-7: Circle segment vs. compression line - γ_B / γ_S und $S_{max(i)} / S_{max}(R/L = 0,50)$	41
Figure 5-8: Circle segment vs. pressure line – curvature $R/L = 0.5$ up to 2.0	42
Figure 5-9: Reaction forces - circle segment vs. pressure line	42
Figure 5-10: Standard bearing details – Cross section (Italpanelli-SRL 2014).....	58
Figure 5-11: Standard bearing details – Top views (Italpanelli-SRL 2014)	58
Figure 5-12: Bearing detail using screw connections	59
Figure 5-13: Bearing detail using a contact connection.....	60
Figure 6-1: RFEM – Definition of main axes and axes of the core material.....	64
Figure 6-2: Two dimensional finite element model	68
Figure 6-3: Two dimensional finite element model - Support	69
Figure 6-4: Structural system and qualitative acting bending moments of a two-hinged arc loaded by a projected line load	70
Figure 6-5: 0-system and 1-system of the two-hinged arc and the qualitative acting bending moments	70

Figure 6-6: Stresses in the face sheet of a sandwich arc with and without having regard to the panels shear stiffness – $L = 10$ m, $D = 120$ mm.....	72
Figure 6-7: Stresses in the face sheet of a sandwich arc determined with first and third order theory – $L = 10$ m, $D = 120$ mm	73
Figure 6-8: Stresses in the face sheet vs. curvature of a sandwich panel with $L = 8$ m and $e = 240$ mm	78
Figure 6-9: Stresses in the face sheet vs. curvature of a sandwich panel with $L = 10$ m and $e = 160$ mm	79
Figure 6-10: Percentage of the stresses resulting from acting bending Moments vs. curvature – $L = 10$ m, $D = 120$ mm.....	81
Figure 6-11: Stresses in the face sheets of each panel thickness – Curvature $R/L = 2$	84
Figure 6-12: Stresses in the face sheets of each panel thickness – Curvature $R/L = 0.7$	85
Figure 6-13: Stresses in the face sheets of each panel thickness – Curvature $R/L = 8$	86
Figure 6-14: Percentage of stable models for each span	87
Figure 6-15: Formwork for the preliminary studies	89
Figure 6-16: Sketch – Production process of panels in the preliminary studies.....	89
Figure 6-17: Positioning of the lamellas on the insulation board.....	90
Figure 6-18: Positioning of the lamellas in the sandwich panel – Top view	91
Figure 6-19: Modified “Gelenkquadrat“ test	94
Figure 6-20: Test setup – Curved sandwich Panels	95
Figure 6-21: Results of a numerical model of a preliminary test with a curvature $R/L = 1$	100
Figure 6-22: Test results of the support to determine the stiffness of the bearing ...	101
Figure 6-23: Numerical Model to determine the stiffness of the support – Dimensions in mm	102
Figure 6-24: Numerical results of the sandwich panels with a curvature of $R/L = 2$ – XPS_bo_11_x	103
Figure 6-25: Stresses in the inner face sheet at the support – XPS_bo_10_x	103
Figure 7-1: Overview flexible roll forming line (Moneke and Groche 2019)	108
Figure 7-2: Development of the new joint geometry	109

Figure 7-3: Profile geometry (left) and connection of elements in a curved structure (right)	109
Figure 7-4: Development of the new profile geometry	110
Figure 7-5: Tailored Blank of the upper and lower cover sheet	110
Figure 7-6: Profile cross sections and profile curvature	111
Figure 7-7: Bending angle sequence of the upper and lower cover sheet	112
Figure 7-8: Estimation of longitudinal strain at the band edge due to conventional roll forming (after Halmos (2006)).....	112
Figure 7-9: Analytical Model for the estimation of the critical buckling stresses in flexible roll forming (after Zettler (2007)).....	113
Figure 7-10: Forming of outer flanges A and B	114
Figure 7-11: Forming profile leg C.....	114
Figure 7-12: Forming of profile flange D.....	115
Figure 7-13: Deviation of the bending angle at the profile ends	115
Figure 7-14: Profilkontur.....	115
Figure 7-15: Experimental results: Bending angle of upper (left) and lower (right) cover sheet as well as flange length and increase of width per side.....	116
Figure 7-16: Principle of curving profiles with plastic rollers	117
Figure 7-17: 3-Point-Bending machine and wooden core (after [xxx])	118
Figure 7-18: Flexible curved cover sheets.....	118
Figure 7-19: Buckling of the flange under compressive load.....	119
Figure 7-20: Flexible roll formed and curved sandwich element	120
Figure 7-21: Set up of the numerical model	121
Figure 7-22: Deviation of the profile shape.....	122
Figure 7-23: Experimental and numerical profile shape depending on the flange length.....	122
Figure 7-24: Maximum flange length when flanges are formed by conventional roll forming.....	123
Figure 7-25: Forming strategies for the roll forming of a C-Profile.....	124
Figure 8-1: Design Steps and Required Tools	129
Figure 8-2: NURBS Freeform surface as initial geometry	129
Figure 8-3: Model after applying the tools from the paneling category.....	130

Figure 8-4: In the first step, a curve is drawn on the initial geometry, which is now divided into segments of equal length. The length of these segments determines the width and number of panels generated later on.	131
Figure 8-5: At the end of the first segment a plane is spanned whose normal vector corresponds to the tangent of the curve at this point. This plane is intersected with the original geometry to obtain an intersection curve.	131
Figure 8-6: This cutting curve is used to extrude a single curved surface along the tangent of the curve in both directions.	132
Figure 8-7: These steps are now repeated for all subsequent segments generated in the first step.	132
Figure 8-8: However, these generated surfaces do not form a coherent structure yet.	133
Figure 8-9: However, if these surfaces are intersected and superfluous areas are removed, a contiguous approximation of the double-curved initial geometry can be generated with single-curved cylindrical elements.	133
Figure 8-10: Panels for a sphere and an ellipsoid	134
Figure 8-11: Panels for a hyperboloid.	134
Figure 8-12: Left: Panels generated using isolines. Right: Panels generated using geodetic lines.	135
Figure 8-13: Generated profile cross-sections.	135
Figure 8-14 Voluminous body of the panels after application of a loft	136
Figure 8-15: Simple tongue and groove connection and angle change via the profile	136
Figure 8-16: Modules with trapezoidal profiles at the joints	137
Figure 8-17: Model after applying the tools from the Evaluation category	137
Figure 8-18: Ported model in RFEM.	138
Figure 8-19: Outlines of the sheets for laser cutting	139
Figure 8-20: All tools interconnected in Grasshopper	140
Figure 11-1: Revision of the joint design	147

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3-1: Geplante Versuchsmatrix	21
Tabelle 3-2: Matrix: Geplante Versuchsvarianten für die Bauteilprüfungen.....	22
Tabelle 5-1: Grenzkriterien – Dicke oder dünne Kernschicht (Stamm und Witte 1974, Tabelle 8.5)	47
Tabelle 6-1: Steifigkeitsmoduln von PU-Kernmaterial unterschiedlicher Elementdicken und Hersteller gemäß ihrer Allgemeinen Bauaufsichtlichen Zulassung	66
Tabelle 6-2: Funktionen der Schnittgrößenverläufe des 0-Systems und des 1-Systems	71
Tabelle 6-3: Parameter der Studie	74
Tabelle 6-4: Querkrafttragfähigkeit je Bauteildicke	77
Tabelle 6-5: Spannungen nach Gleichung (6-11) - L = 10 m; e = 120 mm.....	82
Tabelle 6-6: Spannungen nach Gleichung (6-11) - L = 10 m; e = 200 mm.....	83
Tabelle 6-7: Ergebnisse der Statischen Berechnung – Tragsichere Zweigelenkbögen	88
Tabelle 6-8: Prüfprogramm – Gekrümmte Sandwichelemente.....	93
Tabelle 6-9: Ergebnisse der Materialuntersuchungen	96
Tabelle 6-10: Knitterspannungen aus Bauteilversuchen	98
Tabelle 6-11: Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit – Numerische Modelle vs. Traglastversuch	99

List of tables

Table 3-1: Aspired experimental matrix	21
Table 3-2: Aspired experimental matrix for the full scale tests.....	22
Table 5-1: Limit values for thick or thin core materials (Stamm und Witte 1974, Table 8.5)	47
Table 6-1: Shear and young's modulus of polyurethane core material of different panel thicknesses and manufacturers according to their approval.....	66
Table 6-2: Function of internal forces distribution of the 0-system and the 1-system	71
Table 6-3: Parameters of the study	74
Table 6-4: Shear force resistance of the sandwich panels	77
Table 6-5: Stresses according equation (6-11) - $L = 10$ m; $e = 120$ mm.....	82
Table 6-6: Stresses according equation (6-11) - $L = 10$ m; $e = 200$ mm.....	83
Table 6-7: Results of the structural analysis – Stable two-hinged arches.....	88
Table 6-8: Test programme – Curved Sandwich Panels	93
Table 6-9: Test results of the material tests.....	96
Table 6-10: Wrinkling stresses determined with full scale tests.....	98
Table 6-11: Potential regarding the load bearing-capacity – Numerical model vs. full scale tests	99

Abkürzungsverzeichnis

A	Resultierende Auflagerkraft
A_C	Fläche der Kernschicht
A_{F1} und A_{F2}	Querschnittsflächen der Deckschichten
A_H	Horizontaler Anteil der resultierenden Auflagerkraft
A_L	Abgewinkelte Länge
A_V	Vertikaler Anteil der resultierenden Auflagerkraft
α	Öffnungswinkel des Kreissegments und Verdrehungswinkel am Auflager
α_c	Krüppelwellenlänge
α_x	Knitterwellenlänge in x-Richtung
α_y	Knitterwellenlänge in y-Richtung
B	Elementbreite
B_F	Biegesteifigkeit der Deckschicht
B_S	Biegesteifigkeit des Sandwichelements
b_s	Breite des Profilschenkels ohne den Anteil des Biegeradius
β	Anteil der Deckschichtspannung aus M V
c	Steifeziffer der Deckschichtbettung
DIN	Deutsches Institut für Normung
d	Schraubendurchmesser
d_{11} und d_{12}	Statische Hebelarme der oberen Deckschicht 1
d_{21} und d_{22}	Statische Hebelarme der unteren Deckschicht 2
E-Modul	Elastizitätsmodul
E	Elastizitätsmodul
E_C	Elastizitätsmodul des Kerns
$E_{C,x}$	Elastizitätsmodul des Kerns in x-Richtung
$E_{C,y}$	Elastizitätsmodul des Kerns in y-Richtung
$E_{C,z}$	Elastizitätsmodul des Kerns in z-Richtung
E_F	Elastizitätsmodul der Deckschicht
E_x	Elastizitätsmodul in x-Richtung
$E_{C,y}$	Elastizitätsmodul in y-Richtung
et al.	et alii / et aliae; und andere
e	Abstand zwischen den Schwerelinien der Deckschichten
FEM	Finite-Elemente-Methode
F	Prüflast

Verzeichnisse

Lists

$F_{v,Rd}$	Abschertragfähigkeit der Schraubenverbindung
f	Stich der Seillinie beziehungsweise der Stützlinie
f_{Ct}	Querzugfestigkeit des Kerns
$f_{y,F}$	Streckgrenze der Deckschicht
G	Schubmodul
G_C	Schubmodul des Kerns
$G_{C,xy}$	Schubmodul des Kerns in xy-Richtung
$G_{C,yz}$	Schubmodul in yz-Richtung
$G_{C,xz}$	Schubmodul in xz-Richtung
$G_{C,xy}$	Schubmodul in xy-Richtung
γ und γ_B	Schubverzerrungswinkel und Neigungswinkel der Auflagertangente der Stabachse des Bogens
γ_S	Neigungswinkel der Auflagertangente der Seillinie beziehungsweise der Stützlinie
H	Horizontale Seilkraft beziehungsweise Stützlinienauflagerkraft
h	Bogenstich
h_C	Höhe der Kernschicht
IFSW	Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik
I_{F1} und I_{F2}	Flächenträgheitsmoment der Deckschichten
k_f	Fließspannung
k^*	Beulfaktor
KGBauko	Institut für Konstruktives Gestalten und Baukonstruktion
K_C	Steifigkeit der Bettung der Deckschicht
k	Abminderungsfaktor für die Knitterspannung
L und l	Stützweite
λ	Geometrisches Verhältnis des Knitterwellen
\ln	Logarithmusfunktion
M	Biegemoment und Momentenfunktion
M_{F1} und M_{F2}	Deckschichtenanteile des Biegemoments
M_S	Sandwichanteil des Biegemoments
M_V	Durch die einwirkende Querkraftbeanspruchung hervorgerufenen Biegemoment
MPa	Megapascal
m	Meter
m/min	Meter pro Minute
mm	Millimeter
N	Normalkraft, Normalkraftfunktion und Nachgiebigkeitsmatrix
N_{cr}	Knicklast

N_{F1} und N_{F2}	Deckschichtenanteile der Normalkraft
N	Newton
N/mm	Newton pro Millimeter
N/mm ²	Newton pro Quadratmillimeter
n	Anzahl der Schrauben
ν	Querkontraktionszahl
ν_C	Querdehnzahl des Kerns
$\nu_{C,yx}$	Querdehnzahl des Kerns in yx-Richtung
$\nu_{C,xy}$	Querdehnzahl des Kerns in xy-Richtung
ν_F	Querdehnzahl der Deckschicht
ν_{yx}	Querdehnzahl in xy-Richtung
ν_{xy}	Querdehnzahl in yx-Richtung
PIR	Polyisocyanat-Hartschaum - Dämmprodukt aus duroplastischem Hartschaumstoff mit überwiegend geschlossenzelliger Struktur, hauptsächlich auf der Basis von Polyisocyanurat
PU	Polyurethan-Hartschaum (Sammelbegriff für PUR und PIR)
PUR	Polyurethan-Hartschaum - Dämmprodukt aus duroplastischem Hartschaumstoff mit überwiegend geschlossenzelliger Struktur, hauptsächlich auf der Basis von Polyurethan
Ps	Profilschenkel
PtU	Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen
Q	Querkraftfunktion
q	Flächenlast und Streckenlast
R	Radius des Kreissegments
R_{Biegung}	Biegeradius
$R_{\text{Bandkante}}$	Radius der Bandkante beim flexiblen Walzprofilieren
R_e	Streckgrenze
R_{Kontur}	Konturradius beim flexiblen Walzprofilieren
s.	siehe
S.	Seite
S_{max}	Maximale Seilkraft beziehungsweise Bogendruckkraft
s_h	Schenkelhöhe
$\sigma_{cr,c}$	Krüppelspannung
$\sigma_{c,UE}$	Tragfähigkeit der Lasteinleitung am Ende der Deckschicht
σ_{F1} und σ_{F2}	Normalspannungsanteil der Deckschichten
σ_{min}	Minimale Deckschichtspannung
σ_o	Normalspannung in der oberen Deckschicht
σ_u	Normalspannung in der unteren Deckschicht
σ_x	Normalspannung in Deckschicht in x-Richtung

Verzeichnisse

Lists

σ_{xk}	Ideelle Knitterspannung in x-Richtung
σ_w und $\sigma_{cr,w}$	Ideelle Knitterspannung der Deckschicht
σ_{xT}	Knitterspannung der Deckschicht (Traglast)
σ_y	Normalspannung in Deckschicht in y-Richtung
t	Blechdicke
t_F	Dicke der Deckschicht
t_{nom}	Nominale Deckschichtdicke (abzüglich der Zinkschichten)
t_1 und t_2	Deckschichtdicke
τ_C	Kernanteil der Schubspannung
τ_{F1} und τ_{F2}	Schubspannungsanteil der Deckschichten
u.a.	unter anderem
σ_{krit}	Kritische Beulspannung im Flansch
σ_{PS}	Spannung im Profilschenkel
κ	Scherausgleichsfaktor
V	Querkraft
V_{F1} und V_{F2}	Querkraftanteil der Deckschichten
V_S	Sandwichanteil der Querkraft
vgl.	vergleiche
$W_{y,F1}$	Widerstandsmoment der Deckschicht
W_1	Stich der Knitterwellenimperfektion
$y(x)$	Stützlinienfunktion
$z(x)$	Kreisfunktion

1 Einleitung Introduction

Kurzfassung

Aufgrund der ausgezeichneten Kombination von raumabschließender, wärmedämmender und tragender Funktion werden Sandwichelemente als Dach- und Wandkonstruktion immer häufiger eingesetzt. Die Sandwichelemente sind jedoch immer eben, was zu eingeschränkten Bauwerksgeometrien führt. Freie Formen spielen in der Architektur jedoch eine immer größere Rolle, besonders seit sie in den letzten 20 Jahren durch neu entwickelte CAD- und FEM-Tools leichter plan- und berechenbar wurden. Die Verfügbarkeit flexibel gekrümmter Sandwichelemente wäre eine Möglichkeit, der-art freie Formen baulich zu realisieren. Das flexible Walzprofilieren bietet die Möglichkeiten, ein großes Spektrum an Bauteilgeometrien hierfür zu erzeugen. Gelingt es, Flächentragwerke aus gekrümmten Stahlsandwichelementen zu entwickeln und wirtschaftlich herzustellen, können komplett neue Absatzmärkte erschlossen werden. Dies kann die Sandwichbauweise am Markt langfristig attraktiv gestalten und so die Marktanteile des Stahlleichtbaus weiter steigern.

Abstract

Lightweight constructions made of sandwich panels became well established for roof and wall claddings. Due to their good heat insulation, their excellent weight to load ratio and high load-bearing capacity as well as the economical manufacturing and erection process, sandwich structures are build frequently. Besides the mentioned advantages the linear manufacturing process of sandwich panels usually limits the possible building cubature to rectangular shapes. Following the development of CAD and FEM tools in the past 20 years, free form architecture grew in importance as well. Curved sandwich panels offer the potential to realise such structures. Flexible roll forming provides a wide range of panel geometries for this kind of application. If the development of economic shell structures made of curved sandwich panels is successful, new markets could be tapped and the importance of lightweight steel structures made of sandwich sandwich can be enhanced.

1.1 Problemstellung Problem definition

Aufgrund der ausgezeichneten Kombination von raumabschließender, wärmedämmender und tragender Funktion werden Sandwichelemente als Dach- und Wandkonstruktion immer häufiger eingesetzt. Allein in Deutschland werden momentan jährlich ca. 14 Mio. m² Sandwichelemente verbaut. Dies entspricht nach Angaben des Industrieverbandes für Bausysteme im Metalleichtbau (IFBS) einem Stahlverbrauch von ca. 175.000 to. Aufgrund der hohen Qualitätsanforderungen an die mit 0,4 bis 0,8 mm dünnen Stahlbleche, kommt hier ausschließlich qualitativ hochwertiger Stahl zum Einsatz. Hinzu kommen im Fassaden- und Dachbereich ca. 300.000 to Stahl für Trapezprofile, Wellen und Kassetten.

Die Sandwichelemente sind immer eben, was zu eingeschränkten Bauwerksgeometrien führt. Freie Formen spielen in der Architektur jedoch eine immer größere Rolle, besonders seit sie in den letzten 20 Jahren durch neu entwickelte CAD- und FEM-Tools leichter plan- und berechenbar wurden. Gleichzeitig wurde es durch erhöhte Lohnkosten wirtschaftlich meist unmöglich, statisch hocheffiziente Schalentragwerke baulich umzusetzen. Die neu entwickelte, architektonische Formensprache bleibt daher besonders repräsentativen Bauprojekten vorbehalten (s. Abbildung 1-1). Sandwichkonstruktionen hingegen kommen üblicherweise bei kostengünstigen Zweck- und Gewerbebauten zum Einsatz.

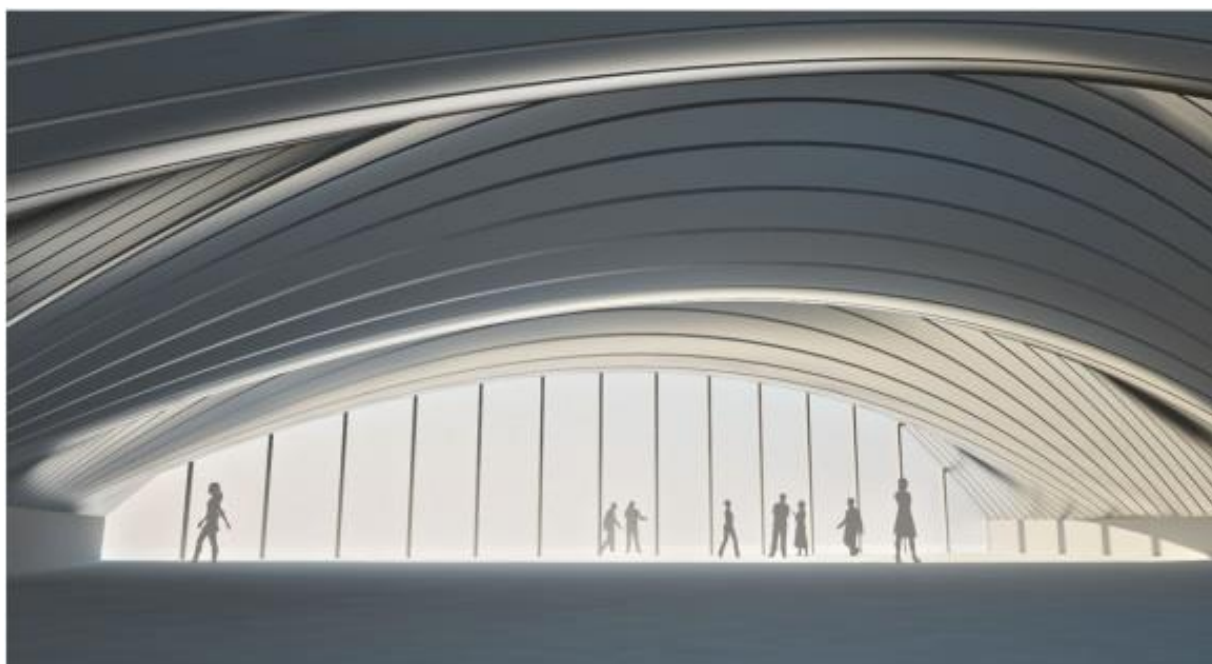


Abbildung 1-1: Doppelt gekrümmte Dachkonstruktion aus Sandwichelementen

Figure 1-1: Roof made of curved sandwich panels

1.2 Motivation Motivation

Die Verfügbarkeit flexibel gekrümmter Sandwichelemente wäre eine Möglichkeit, derart freie Formen baulich zu realisieren. Für eine Umsetzung fehlen jedoch bisher die notwendigen fertigungstechnischen Grundlagen zur wirtschaftlichen Erzeugung flexibel gekrümmter Deckbleche mit geringen Dicken sowie Kenntnisse über das mechanische Verhalten derselben. Um die architektonische Formenvielfalt möglichst stark zu erweitern, müssen die Deckbleche in mindestens einer Raumrichtung gekrümmt sein und gleichzeitig eine flexible Breite besitzen.

Das flexible Walzprofilieren bietet nunmehr die Möglichkeit, ein großes Spektrum an Bauteilgeometrien zu erzeugen. Insbesondere lassen sich Blechprofile mit flexiblen Breiten realisieren. Durch einen nachgelagerten flexiblen Biegeprozess können die Deckbleche bereits vor dem Schäumvorgang ihre Endgeometrie erhalten. Die so entstehenden Sandwichelemente besitzen aufgrund der einstellbaren Biegung eine höhere Steifigkeit und sollen als tragende Elemente genutzt werden. Damit kann nun ein Sandwichelement als tragendes Element von freien Formen verwendet werden. Diese Eigenschaft bietet das Potential, die Konstruktion von leichten, gekrümmten Gebäudehüllen umfassend zu verändern, da nunmehr die klassische Ordnung von Unterkonstruktion und verkleidender Hülle aufgehoben werden kann. Den einlagigen Blechen der integral erzeugten Blechbauweisen fehlen jedoch die Steifigkeit und die bauphysikalisch unabdingbaren Dämmeigenschaften, um als vollständiges Leichtbauelement wirken zu können. In Sandwichelementen wird durch die Addition des Dämmstoffes die bauphysikalische Leistungsfähigkeit der Stahlbleche signifikant erweitert und darüber hinaus die Steifigkeit und Tragfähigkeit durch das Zusammenwirken von zwei Blechen mit dazwischenliegender Dämmung deutlich erhöht. Dieser Effekt wird bereits in der Bauweise mit ebenen Sandwichplatten ausgenutzt.

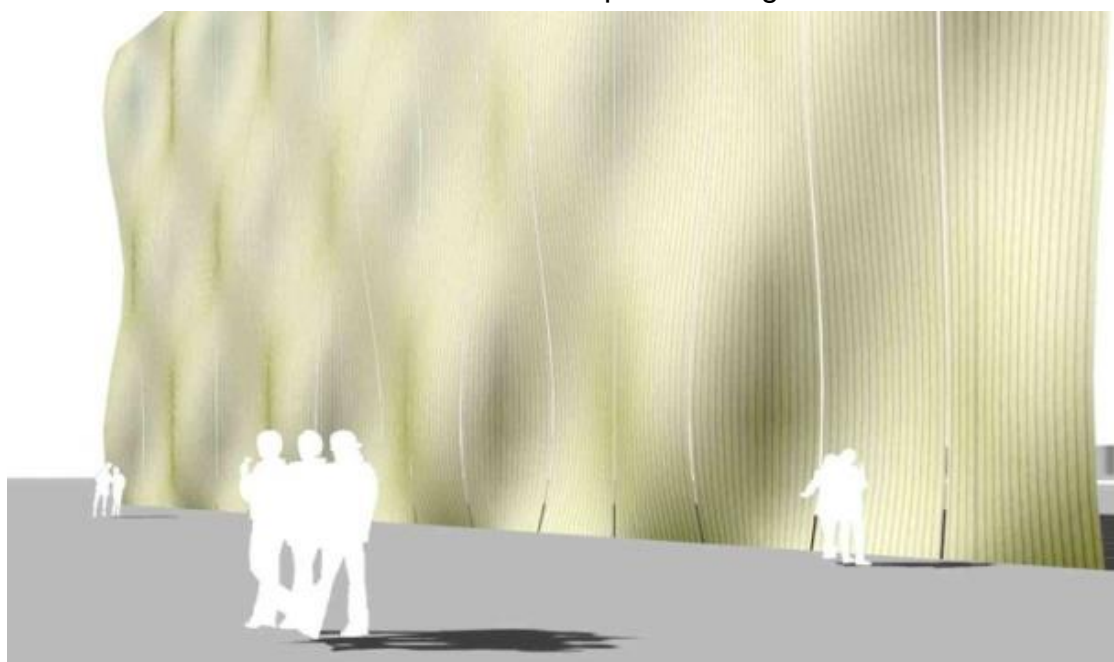


Abbildung 1-2: Doppelt gekrümmte Sandwichfassade

Figure 1-2: Curved sandwich facade

Dieses neue Konstruktionsprinzip bietet das Potential, Sandwichelemente effizient für großflächige Überdachungen einzusetzen. Zusätzlich können auch neue Märkte im Bereich von repräsentativen Bauwerken erschlossen werden. Insbesondere bei Sport-, Markt- und Messehallen bestehen Forderungen an unverbaute Mindestlichtraumprofile, die einerseits das Tragwerk und dessen Anordnung und andererseits die Dachform und das beheizbare Gebäudevolumen mitbestimmen. Dadurch entstehen Archetypen von Lösungen, die sich häufig gleichen. Des Weiteren lässt sich die statische Effizienz von Bogen- und Schalentragwerken gegenüber Biegebalken und Fachwerkträgern auf Sandwichkonstruktionen übertragen. Bei einer doppelten Krümmung verlagert sich die Mechanik der Lastabtragung von der Biegung zur Normalkraft (Membranwirkung), einer wesentlich steiferen Tragwirkung. Nicht nur für Dächer, sondern auch für Wände üblicher Hallenbauten sind dadurch Effizienzgewinne zu erwarten.

Umfassende Untersuchungen der Möglichkeiten dieses neuen Konstruktionsprinzips müssen interdisziplinär erfolgen, da Fragestellungen sowohl aus dem Bereich des Maschinenbaus, des Bauingenieurwesens als auch der Architektur beantwortet werden sollen. Die Möglichkeit, durch den Erkenntnisgewinn dieses Forschungsvorhabens tragfähige Außenhüllen aus gekrümmten, nichtlinearen Sandwichtafeln herstellen zu können, ermöglicht es, ökonomische Lösungen zu erzielen, die auch eine große Bereicherung der Architektursprache darstellen können. Zudem lässt der Einsatz solcher weiterentwickelter Sandwichelemente erwarten, dass bei geometrisch komplexen Gebäuden auch bauphysikalische Verbesserungen zu erwarten sind.

1.3 Zielsetzung Objektive

Die Forschungsergebnisse werden in erster Linie Fortschritte in den Fachgebieten Bauforschung (NB) und Produktionstechnologie (MA) darstellen. Profitieren werden vor allem KMU im Wirtschaftszweig 41 (Hochbau), sowie im Bereich „Metallerzeugung und -bearbeitung“ (24). Des Weiteren profitieren neben Gebäudeendnutzern und Prüfeinrichtungen insbesondere Maschinenbauunternehmen (28), die in Zukunft die entsprechenden Maschinen für die Herstellung der Elemente bauen werden.

Sandwichelemente werden schon heute häufig als Fassadenelemente im Industriebau eingesetzt. Gelingt es, Flächentragwerke aus gekrümmten Stahlsandwichelementen zu entwickeln und wirtschaftlich herzustellen, können komplett neue Absatzmärkte erschlossen werden. Dies kann die Sandwichbauweise am Markt langfristig attraktiv gestalten und so die Marktanteile des Stahlleichtbaus weiter steigern.

Profiteure sind neben den Sandwichelementherstellern auch deren Zulieferer und Nachunternehmer, die in der Regel mittelständische Unternehmen sind. Ihre Marktchancen werden deutlich verbessert, da sich durch neue Geometrien ihre Zugangsmöglichkeiten zum Markt für den Neubau von verschiedenen Gebäudearten europaweit verbessern werden. Aufgrund der Weiterentwicklung der bestehenden Fertigungsverfahren kann das bislang wirtschaftlich herstellbare Formenspektrum derart erweitert werden, dass von KMU angestrebte individuellere Kundenlösungen ermöglicht werden.

Sandwichelemente sind aktuell in der Europäischen Produktnorm DIN EN 14509 „Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten – Werkmäßig hergestellte Produkte – Spezifikationen“ (2013) geregelt. Die EN 14509 ist aktuell jedoch auf ebene Elemente beschränkt. Sollten sich die gekrümmten Elemente als herstellbar und ausreichend tragfähig erweisen, wird eine Aufnahme dieser Elemente in die EN 14509 angestrebt.

2 Stand der Technik State of the art

Kurzfassung

Freie, mehrfach gekrümmte Formen spielen in der zeitgenössischen Architektur eine immer größere Rolle. Fortschritte im Bereich von CAD- (Computer Aided Design) und CAM-Software (Computer Aided Manufacturing) erlauben bereits seit einigen Jahren die Planung und Ausführung spektakulärer Entwürfe. Bereits 1970 wurde von Otto Jungbluth eine Sandwichelementkuppel mit 35 m Spannweite realisiert, welche gegenüber den damals üblichen Kuppelbauweisen enorme Gewichtsvorteile besaß. Sandwichelemente werden heute jedoch fast ausschließlich als ebene gerade Bauteile eingesetzt. Eine diskontinuierliche individuelle Fertigung einachsig gekrümmter Sandwichelemente findet in der Industrie zwar Anwendung, eine kontinuierliche Serienfertigung ist jedoch nur für eine einzige Profilgeometrie umgesetzt. Obwohl freie Formen im Bereich von Dachverkleidung aus flexibel walzprofilierten Stehpfalzblechen schon heute Stand der Technik sind.

Abstract

Free forms are playing an important role in contemporary architecture. Developments in the field of CAD (Computer Aided Design) and CAM (Computer Aided Manufacturing) software provide the tools to realise spectacular designs for several years. In 1970 Otto Jungbluth built a dome made of curved sandwich panels with a span of 35 m. His dome performed great regarding its weight to load ratio compared to regular shell structures at that time. Despite this success, today sandwich structures are almost exclusively made of plane panels. While panels with individual geometry are built in single item fabrication for industrial applications, a continuous production process is just realised for only one radius of curvature. Even though free form roof claddings with standing seam profiles, which are produced in flexible roll forming processes, are state of the art.

2.1 Planung gekrümmter Gebäudehüllen in der Architektur Design of curved building envelopes in architecture

Freie, mehrfach gekrümmte Formen spielen in der zeitgenössischen Architektur eine immer größere Rolle. Fortschritte im Bereich von CAD- (Computer Aided Design) und CAM-Software (Computer Aided Manufacturing) erlauben bereits seit einigen Jahren die Planung und Ausführung spektakulärer Entwürfe (Menges (2010)). Diese Formen bieten nicht nur ästhetisch neue Möglichkeiten, sondern erlauben die Planung statisch sehr effizienter Schalen- und Gewölbetragwerke. Die Schritte vom Entwurf zur Ausführung und Fertigung sind allerdings immer noch eine für jedes dieser Projekte individuell zu lösende Herausforderung.

Um diese komplexen geometrischen Formen herzustellen, ist es nötig, sie in fertigbare Einzelteile zu unterteilen. Dieser Fertigungsschritt kann üblicherweise ohne digitale Planungs- und Fertigungsmethoden nicht bewältigt werden. Die individualisierte Serienfertigung bietet hier Potentiale, den Bauprozess neuer Architekturformen zu vereinfachen. Daher sind innovative Softwarelösungen und im besten Falle eine direkte Schnittstelle zur Fertigung nötig. Um eine Fertigung mit standardisierten Produktionsverfahren zu ermöglichen, ist eine Approximation der entworfenen Geometrie sehr wichtig. Dies stellt ein wichtiges Forschungsfeld dar, welches seit der Jahrtausendwende verstärkt bearbeitet wird. Es existieren bereits unterschiedliche Grundlagenforschungen, die schon in einzelnen Leuchtturmprojekten umgesetzt wurden (Eigensatz et.al. (2010); Schmieder und Mehrrens (2012); Pottmann, Asperl und Hofer (2013)).

2.2 Erzeugung von flexiblen Blechprofilen durch Biegeprozesse Profiling of flexible steel sheets using bending processes

Bei der Herstellung offener und geschlossener Profilbauteile kommen häufig die in DIN 8586 (2003-09) beschriebenen Verfahren der Biegeumformung zum Einsatz. Die Norm unterscheidet dabei Verfahren mit geradliniger und drehender Werkzeugbewegung. Unter den Verfahren mit geradliniger Werkzeugbewegung besitzen vor allem das freie Biegen und das Gesenkbiegen eine hohe industrielle Relevanz. Bei den Verfahren mit drehender Werkzeugbewegung sind das Schwenkbiegen und das Walzprofilieren weit verbreitet. Biegeverfahren sind dadurch gekennzeichnet, dass die plastische Formgebung im Wesentlichen von einer biegenden Beanspruchung des Werkstücks hervorgerufen wird und die Umformung in der Regel bei Raumtemperatur stattfindet.

Walzprofilieren und flexibles Walzprofilieren: Ein Nachteil des freien Biegens und des Gesenkbiegens ist die fehlende Möglichkeit einer kontinuierlichen Fertigung vom Blechband. Im Gegensatz dazu handelt es sich beim Walzprofilieren, auch Rollprofilieren genannt (Bogojawlenskij et al. (1979)), um ein kontinuierliches Biegeverfahren. Die Werkzeug- und Anlagenkosten für das Walzprofilieren sind in der Regel deutlich höher, als die Kosten beim freien Biegen und dem Gesenkbiegen. Allerdings zeichnet sich das Verfahren durch deutlich kürzere Fertigungszeiten aus (Lange (1990)). In Abbildung 2-1 ist ein Modell einer typischen Walzprofilieranlage dargestellt.

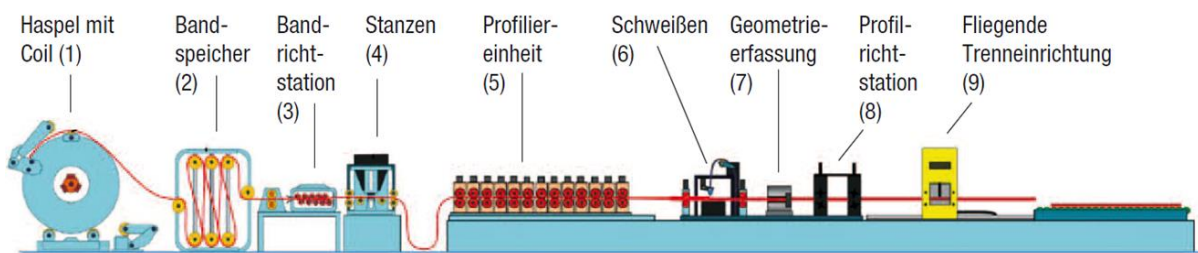


Abbildung 2-1: Modell einer Walzprofilieranlage (Groche und Müller 2013)

Figure 2-1: Design of a roll forming station (Groche und Müller 2013)

Insbesondere im Dach- und Fassadenbau hat das Walzprofilieren als kontinuierliches Massenproduktionsverfahren den Vorteil, dass Bauteile mit beliebiger Länge mit Fertigungsgeschwindigkeiten von bis zu 200 m/min hergestellt werden können (Groche und Müller 2013). Im Bereich der Dachverkleidung sind freie Formen Stand der Technik (vgl. Abbildung 2-2 links). Zur Realisierung solcher Dachverkleidungen wird die Form in Elemente unterteilt, die sich in ihrer Profilbreite und Krümmung individuell unterscheiden. Die Berücksichtigung der zusätzlich benötigten Freiheitsgerade bei der Profilherstellung erfolgt durch den Einsatz des flexiblen Walzprofilierens (Istrate 2002). Beim flexiblen Walzprofilieren können durch translatorische und rotatorische Bewegungen der Rollen Bauteile mit einem über der Länge veränderlichen Querschnitt erzeugt werden (siehe Abbildung 2-2 mittig und rechts).



Abbildung 2-2: Dach des Zentralbahnhofs in Sydney (links); X-Tail Profil der Firma Kalzip (Mitte); Flexible Profilieranlage (rechts) (Döhren 2006)

Figure 2-2: Roof of Sydney central station (left); X-Tail-profile made by Kalzip (middle); flexible roll forming line (right) (Döhren 2006)

Die grundsätzliche Funktionsweise des flexiblen Walzprofilierens ist in Abbildung 2-3 dargestellt. Durch die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade stehen die Rollen zu jedem Zeitpunkt bei der Einförmung des Profils senkrecht zur Bewegungs-bahn. Die komplexe Prozessführung wird durch entsprechende steuerungs- und regelungstechnische Systeme realisiert.

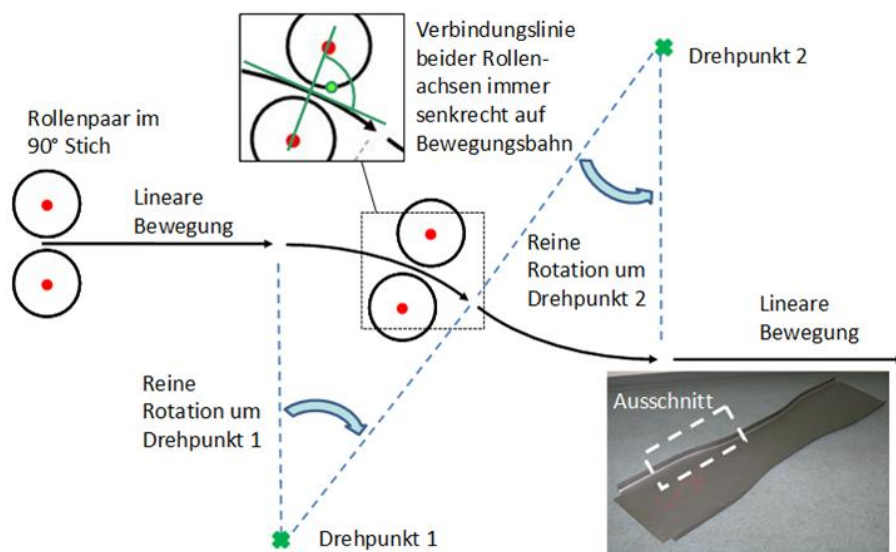


Abbildung 2-3: Prinzip des flexiblen Walzprofilierens (Groche et al. 2009)

Figure 2-3: Principle of flexible roll forming (Groche et al. 2009)

Der Spannungszustand beim flexiblen Walzprofilieren unterscheidet sich maßgeblich vom Walzprofilieren mit konstantem Querschnitt. Grund dafür ist die Spannungsverteilung bei der Aufweitung des Profils (Abbildung 2-3). Wenn die Schenkel beim Profilieren hochgebogen werden, entstehen an den Querschnittsübergängen Bereiche, in denen Material fehlt und Bereiche, in denen überschüssiges Material vorhanden ist.

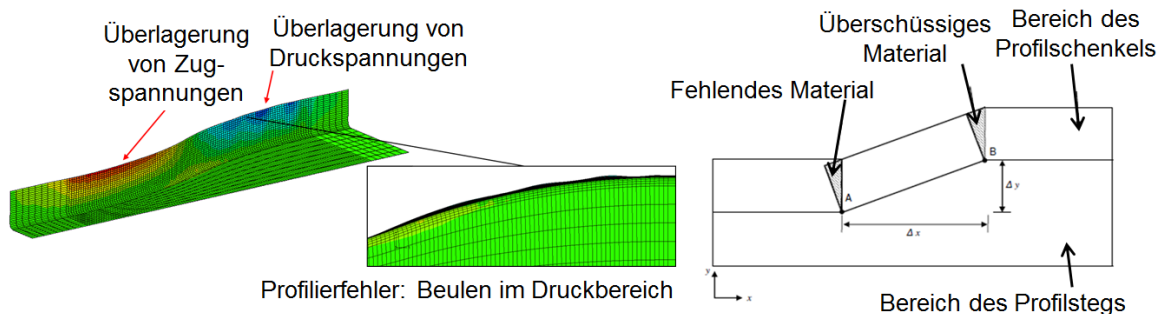


Abbildung 2-4: Spannungsverteilung beim flexiblen Walzprofilieren (links); Materialverteilung beim flexiblen Walzprofilieren (rechts) (Zettler 2007)

Figure 2-4: State of stresses after flexible roll forming (left); Material distribution during flexible roll forming (right) (Zettler 2007)

In dem Bereich, in dem überschüssiges Material vorhanden ist, werden Druckspannungen in Längsrichtung überlagert (vgl. Zettler 2007). Dadurch nimmt die Schenkelhöhe in dem Bereich lokal zu und es besteht die Gefahr des Beulens des Profilschenkels (vgl. Abbildung 2-3). Des Weiteren kann es zu Bodenverwölbungen im Profil kommen, falls die notwendige Formänderung nicht in den Profilschenkel eingebracht werden kann.

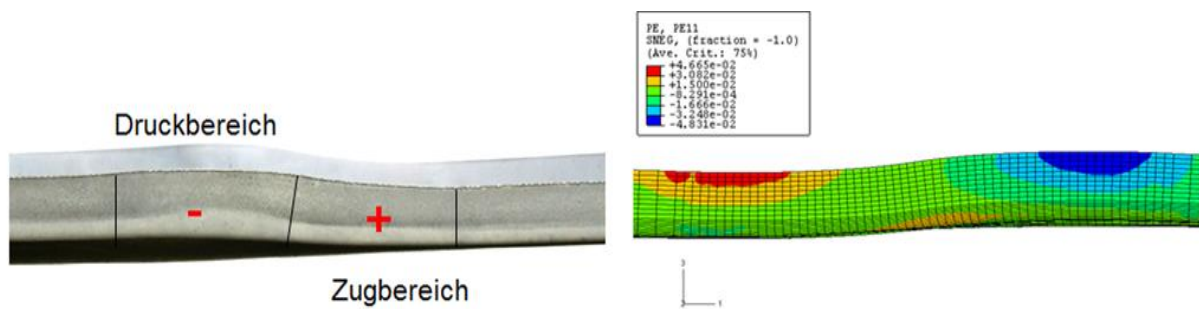


Abbildung 2-5: Bodenwölbung beim flexiblen Walzprofilieren (Berner 2012)

Figure 2-5: Web warping (Berner 2012)

Diese Bodenverwölbung tritt häufig bei Profilen mit mehreren Biegezonen auf, da die Steifigkeit des Schenkels durch mehrere Biegungen erhöht wird und das Einbringen der benötigten Längsdehnungen erschwert wird. Durch den Einsatz von Niederhaltern möglichst nahe an der Umformzone, kann der Verwölbung entgegen gewirkt werden. Woo et al. (2019) haben die Bodenverwölbung in Abhängigkeit der Profilkontur anhand eines U-Profils untersucht. Sie konnten feststellen, dass bei konvexen Profilkonturen, bei denen der Flansch gestaucht wird, die höchste Bodenverwölbung entsteht, wie in Abbildung 2-6 dargestellt.

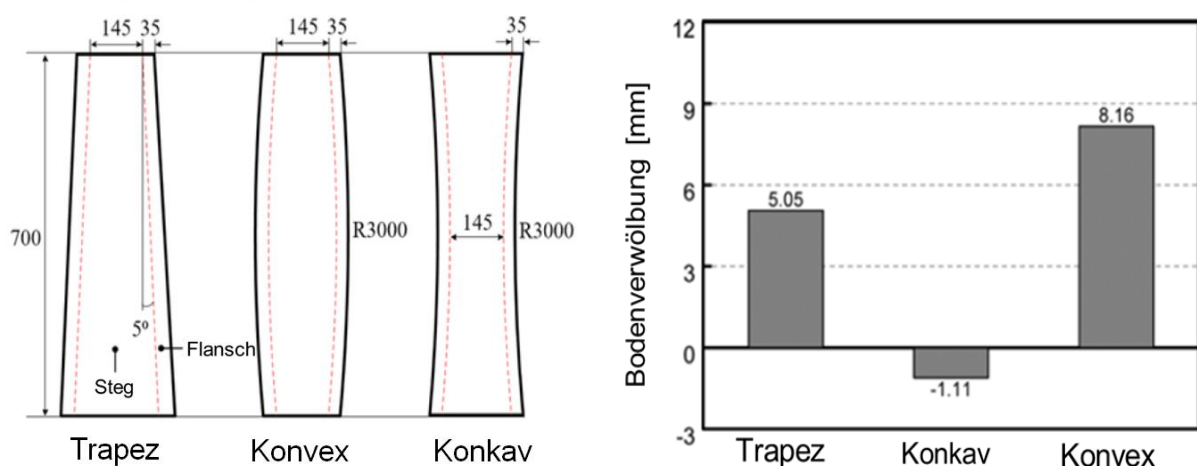


Abbildung 2-6: Bodenverwölbung in Abhängigkeit der Profilkontur (in Anlehnung an Woo et al. (2019))

Figure 2-6: Web warping depending on profile shape (after Woo et al. (2019))

Zettler entwickelte im Rahmen seiner Dissertation Auslegungsmethoden für flexible Profilierprozesse (Zettler 2007). Groche et al. konnten die Auslegung von flexiblen Profilierprozessen durch ein analytisches Einstufenmodell deutlich beschleunigen (Groche et al. 2011). Mit dem Modell lassen sich die beulkritische Spannung im Druckbereich und die tatsächlich im Profilschenkel wirkende Spannung beim flexiblen Walzprofilieren von U-Profilen abschätzen. Die Vorgehensweise ist in Abbildung 2-7 dargestellt.

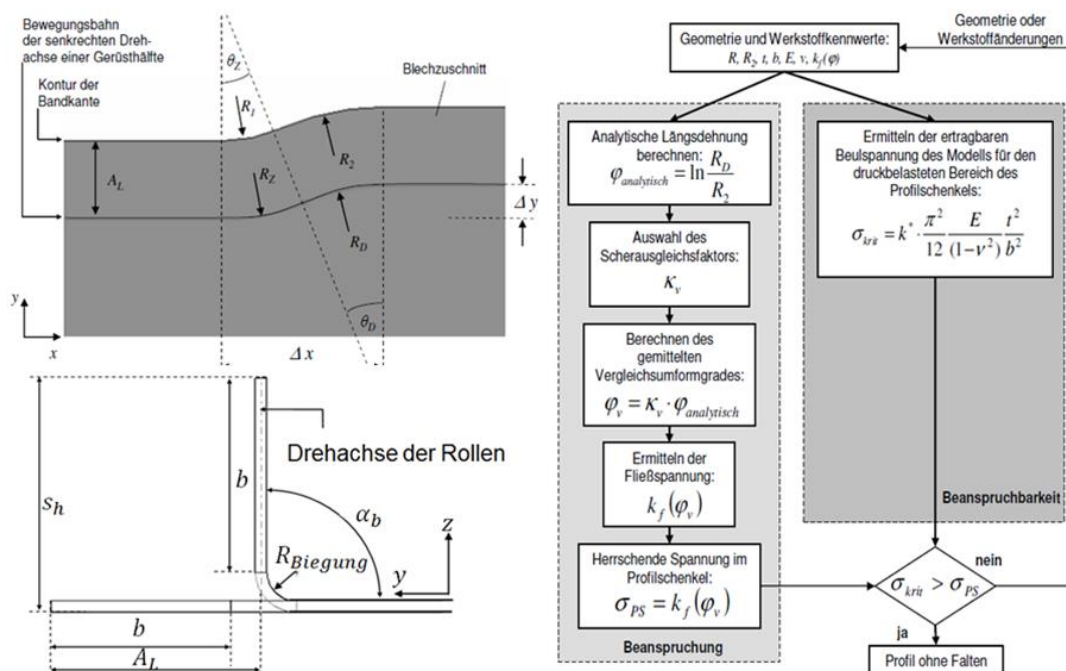


Abbildung 2-7: Flexibler Zuschnitt und analytisches Modell zur Bestimmung der kritischen Beulspannung (Zettler 2007)

Figure 2-7: Flexible shape and analytical model for the prediction of the critical buckling stresses (Zettler 2007)

Biegeprozesse zur Erzeugung der Krümmung

Sandwichelemente werden fast ausschließlich als ebene gerade Bauteile eingesetzt. Während eine diskontinuierliche individuelle Fertigung einachsrig gekrümmter Sandwichelemente in der Industrie Anwendung findet, bspw. beim Bau von Kühlhäusern, ist eine kontinuierliche Serienfertigung nur für eine einzige Profilgeometrie umgesetzt (Berner 2010). Das Bauteil und die Produktionsanlage sind in Abbildung 2-8 dargestellt.

Der Profilierprozess erfolgt analog zu konventionell hergestellten Sandwichelementen. Die Einbringung der Krümmung erfolgt durch das Einprägen von zusätzlichen Rippen in Längsrichtung im Untergurt des Elements (Berner 2010). Die dadurch erzeugte Bombierung entspricht dem gewünschten Krümmungsradius (Berner 2010). Das Aushärten erfolgt dabei in der gekrümmten Form. Bedingt durch den hohen technischen Aufwand zur Einbringung der benötigten Dehnung sowie der Abstützung der gekrümmten Elemente beim Krümmen und Aushärten kann die Profilgeometrie nicht variiert werden.

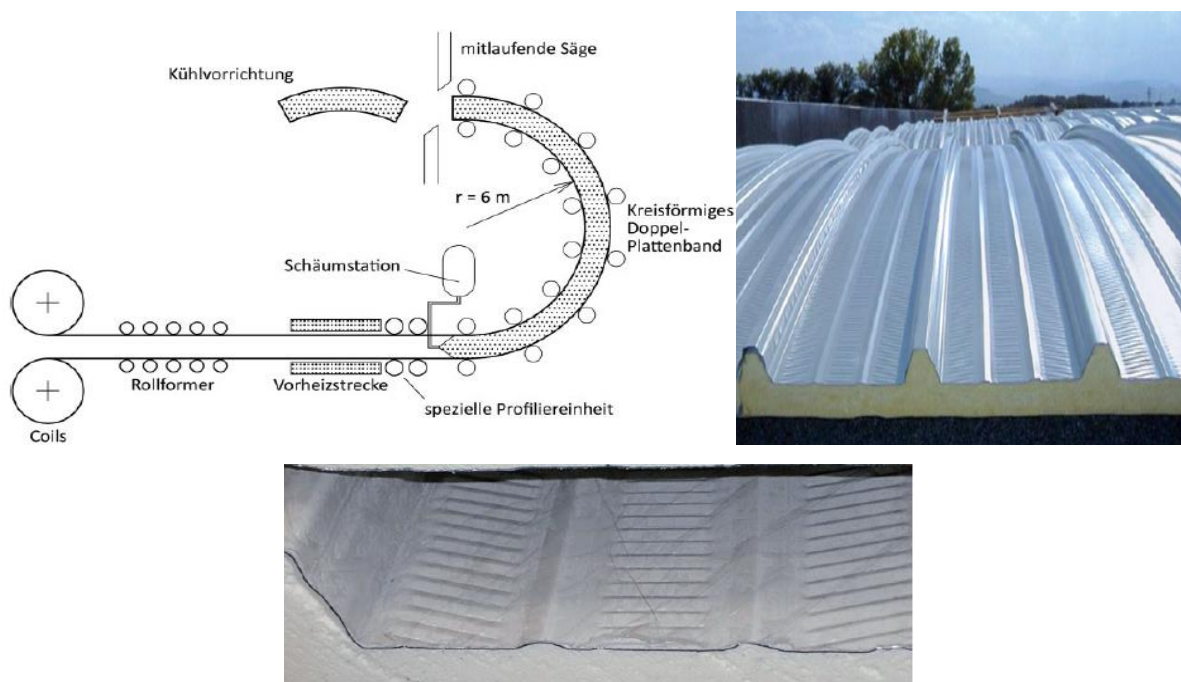


Abbildung 2-8: Profilier- und Biegeanlage für einachsrig gekrümmte Sandwichelemente (Berner 2010)

Figure 2-8: Roll forming and bending line for uniaxial curved sandwich panels (Berner 2010)

Eine Möglichkeit zu einer Fertigung von gekrümmten Bauteilen bietet das Walzrunden. Im Wesentlichen ist das Walzrunden durch einen freien Biegevorgang gekennzeichnet. Die Biegezone wandert dabei durch die rotatorische Bewegung der Walzen stetig in Schenkelrichtung. Durch Walzrunden lassen sich je nach Werkzeugkinematik sowohl kegelige als auch zylindrische Bauteile fertigen. Abbildung 2-9 zeigt eine Auswahl typischer Bauformen von Walzrundmaschinen, je nach Konzept kommen zur Erzeugung des Biegemomentes zwei oder mehr Walzen zum Einsatz. Bei der sogenannten Zweiwalzenmaschine (Abbildung 2-9a) wird das Biegemoment durch die Verwendung einer mit Polymer beschichteten Walze realisiert.

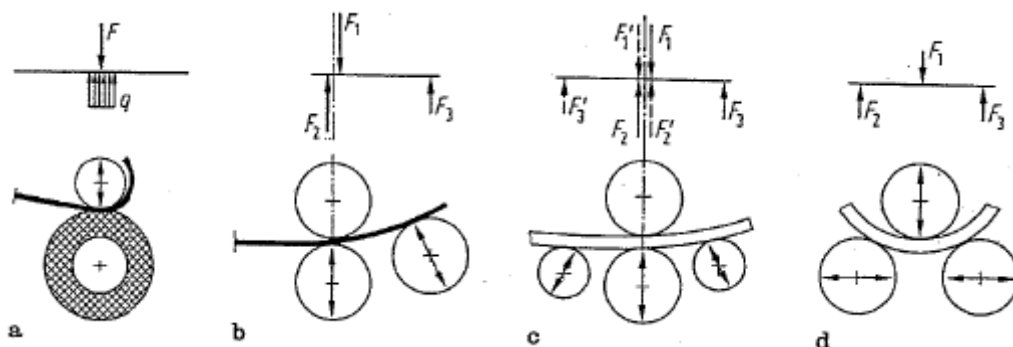


Abbildung 2-9: Bauformen von Walzrundmaschinen (Lange 1990)

Figure 2-9: Designs of forming machines to curve profiles (Lange 1990)

2.3 Einsatz gekrümmter Sandwichelemente Application of curved sandwich panels

Bereits 1970 wurde von dem späteren Stahlbauprofessor der TU Darmstadt Otto Jungbluth eine Sandwichelementkuppel mit 35 m Spannweite realisiert (siehe Abbildung 2-10), welche gegenüber den damals üblichen Kuppelbauweisen enorme Gewichtsvorteile besaß (Jungbluth 1972).



Abbildung 2-10: Sandwichkuppel von Otto Jungbluth (1972)

Figure 2-10: Sandwich dome of Otto Jungbluth (1972)

Die Fertigung der einzelnen, einfach gekrümmten Elemente erfolgte damals händisch. Aufgrund der Geometrie entstehende Zwischenräume zwischen den einzelnen Bauteilen wurden nach der Montage in Handarbeit ausgeschäumt. Insbesondere aufgrund der industriellen Herstellbarkeit im Rahmen von kontinuierlichen Fertigungsprozessen konzentrierte sich die Forschung und Entwicklung in den folgenden Jahrzehnten jedoch fast ausschließlich auf ebene Elemente.

Hauptsächlich in Italien werden in den letzten Jahren aber auch Bauwerke mit gekrümmten Sandwichelementen realisiert. Hierbei handelt es sich jedoch ausschließlich um Dachelemente mit einem außenliegenden Trapezprofil (siehe Berner (2010)) die eine konstante Breite und eine konstante Krümmung aufweisen. Diese wird durch Faltungen der Trapezprofilstege und Gurte erreicht, wodurch sehr unebene, verschmutzungsanfällige Oberflächen entstehen. Durch die Faltungen wird darüber hinaus die Tragfähigkeit der Deckschicht sehr negativ beeinflusst. Eine Bogentragwirkung wird bei diesen Elementen nicht aktiviert.

2.4 Parametrische Werkzeuge zur Planung komplexer Konstruktionen Parametric tools for the design of complex structures

Um komplexe Baukonstruktionen effizient zu planen, werden immer häufiger spezielle Softwaretools entwickelt. Ein bereits marktrelevantes Produkt ist ein neu entwickeltes Fassadensystem der Firma Schüco (Heusler 2015). Dieses Fassadensystem kann nur dank einer parametrischen Planung, welche direkt die benötigten Daten für die CNC-Fertigung liefert, gefertigt werden. Dieses Beispiel verdeutlicht, dass bei der Entwicklung komplexer Produkte im Bauwesen nicht nur die Fertigung, sondern auch

die Planung und der Planungsprozess bei der Produktentwicklung berücksichtigt werden sollten. Daher können zwar Einzelprojekte realisiert werden, eine breite Marktrelevanz kann in der Regel wegen fehlendem Planungs-Knowhow allerdings nicht erreicht werden.

2.5 Arbeitshypothese **Working hypothesis**

Aus den Vorgesprächen mit den am pbA partizipierenden Unternehmen und einer breiten Literaturrecherche geht hervor, dass ein hoher Bedarf an flexibel gekrümmten Sandwichelementen besteht. Gleichzeitig wird klar, dass die Lösung nur mit einem interdisziplinären Ansatz erfolgen kann, da aktuell weder die mögliche Formenvielfalt durch die Verwendung gekrümmter Sandwichelemente, die mechanische Beschreibung solcher Tragwerke noch die fertigungstechnische Machbarkeit geklärt sind. Das primäre Ziel des interdisziplinären Forschungsvorhabens ist, künftig freigeformte Flächentragwerke durch den Einsatz von gekrümmten Sandwichelementen zu ermöglichen.

Die Arbeitshypothese des geplanten Vorhabens postuliert daher, durch die interdisziplinäre Zusammensetzung der Forschungsstellen ein architektonisches Design-tool zur Auslegung freigeformter Flächentragwerke zu realisieren, das sowohl mechanische als auch fertigungstechnische Restriktionen enthält. Im Rahmen des Projektes sollen dazu zunächst geometrische Anforderungen an gekrümmte Sandwichelemente definiert werden, mit denen ein möglichst großes Spektrum an Flächentragwerken realisiert werden kann. Gleichzeitig soll dabei die Komplexität der einzelnen Elemente gering gehalten werden. Im nächsten Schritt wird eine Analyse der mechanischen Eigenschaften von gekrümmten Sandwichelementen erfolgen, und es werden die notwendigen fertigungstechnischen Restriktionen anhand einer Prozesskette zur Fertigung flexibler Deckbleche bestimmt. Die sich ergebenden mechanischen und fertigungstechnischen Randbedingungen bilden abschließend den begrenzenden Rahmen und die Eingangsparameter für ein architektonisches Design-tool.

3 Vorgehensweise und Versuchsplanung **Approach and design of experiments**

Kurzfassung

Die Untersuchungen im Rahmen dieses Projekts können in fünf Arbeitspakete unterteilt werden. Zunächst sollen relevante Gebäudetypologien recherchiert und klassifiziert werden. Anschließend sollen die fertigungstechnischen Grundlagen zur Umformung gekrümmter Bleche mit flexiblen Breitenprofilen erarbeitet werden. Um die aus architektonischer Sicht denkbaren Geometrien statisch zu bewerten werden zunächst theoretische und anschließend repräsentative experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die gewonnenen Erkenntnisse sollen anschließend zusammengefasst und dabei so aufbereitet werden, dass sie bei der Planung Berücksichtigung finden können.

Abstract

This project is composed by five work packages. First relevant types of buildings are determined and classified. Following the bases of flexible roll forming of curved steel face sheets with a variable width are developed. Then the load-bearing of possible building geometries is investigated on theoretical basis as well as representative experiments. Finally the results are concluded and as far as possible they are implemented in the design process

3.1 Vorgehensweise Approach

Die inhaltlichen Verknüpfungen der Arbeitspakete innerhalb des Projekts sind im Arbeitsdiagramm in Abbildung 3-1 dargestellt.

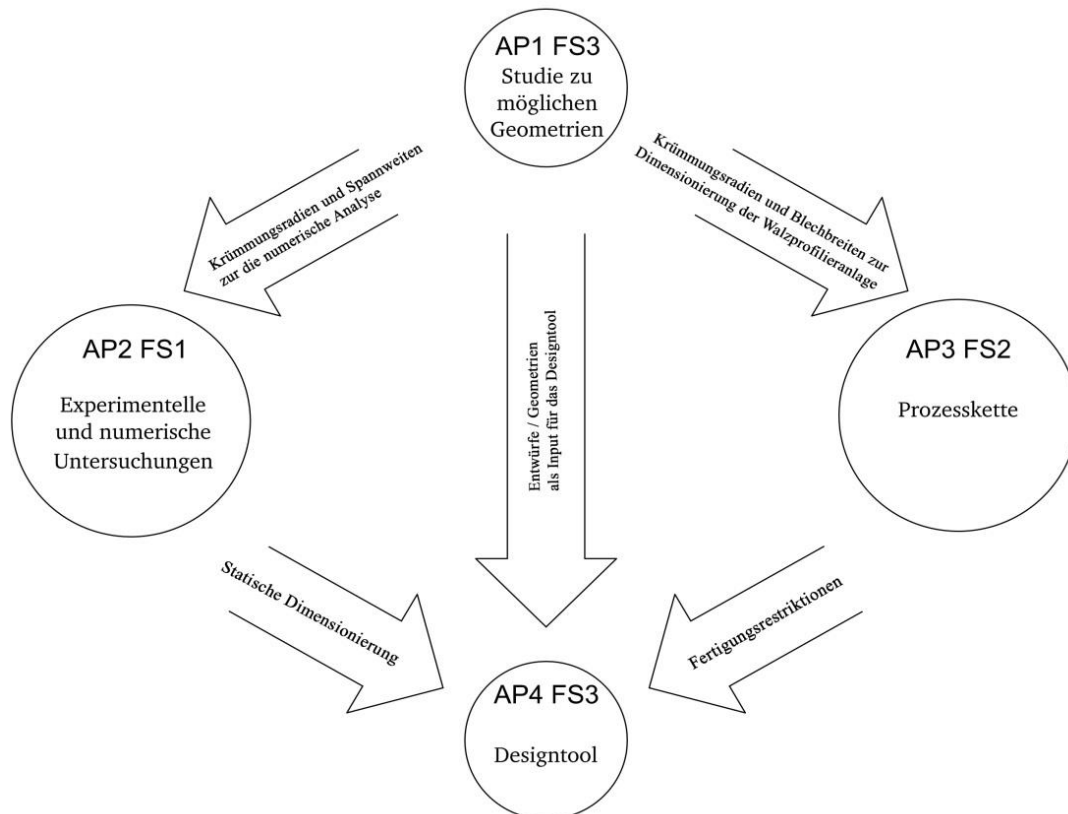


Abbildung 3-1: Übersicht und Zusammenhang der Arbeitspakete

Figure 3-1: Project map and work packages

Die Arbeiten werden dabei auf die drei Forschungsstellen „Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik“ (FS 1), „Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen“ (FS 2) und „Institut für Konstruktives Gestalten und Baukonstruktion“ (FS 3) aufgeteilt. Die Arbeitspakete stehen zeitlich nicht vollständig hintereinander, sondern überschneiden sich in Teilen aufgrund von kausalen Zusammenhängen. Im Folgenden werden die einzelnen Arbeitspakete im Detail erläutert.

3.1.1 Arbeitspaket 1 Work package 1

Zunächst sollen, innerhalb von Forschungsstelle 3, relevante Gebäudetypologien recherchiert und klassifiziert werden. Aus diesen leiten sich Anforderungen sowohl an die Spannweiten und Krümmungsradien als auch an die Oberflächenbeschaffenheit der Elemente ab. Diese Anforderungen werden mit den beiden anderen Forschungsstellen auf ihre Realisierbarkeit hin geprüft. In Absprache mit Forschungsstelle 1 sollen zunächst Spannweiten und Krümmungsradien definiert werden.

Das erzielbare Formenspektrum künftiger Gebäude ergibt sich durch die maximal mögliche Umformung der einzelnen, zum Einsatz kommenden Sandwichelemente.

Dabei kann die herstellungsabhängige Geometrie einzelner Sandwichtafeln wie folgt unterschieden werden (siehe Abbildung 3-2):

1. Einachsig gekrümmte Elemente mit parallelen Kanten
2. Einachsig gekrümmte Elemente mit nicht parallelen Kanten
3. Einachsig gekrümmte, kegelige (gebogen und tordiert) Elemente mit nicht parallelen Kanten
4. Zweiachsig gekrümmte Elemente mit nicht parallelen Kanten (aufgrund von Machbarkeitsabschätzungen derzeit nicht betrachtet)

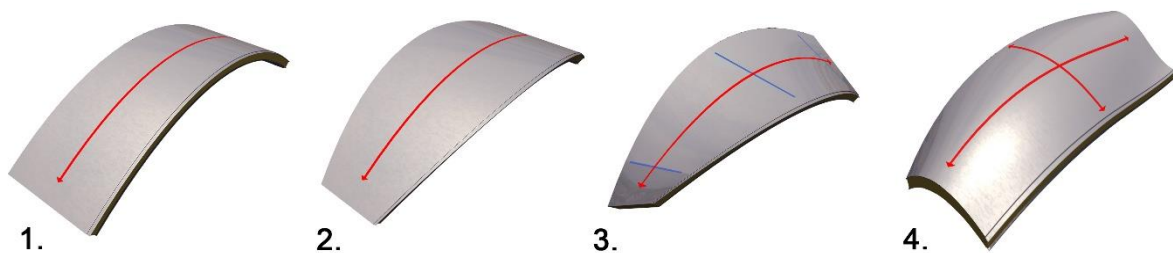


Abbildung 3-2: Von links nach rechts: Steigende Komplexitätsstufen der Sandwichgeometrie

Figure 3-2: Left to right: Increasing levels of complexity

Aus diesen geometrischen Bedingungen resultiert eine erreichbare Gesamtformkomplexität. Die in Abbildung 1-1 dargestellte doppelt gekrümmte Dachkonstruktion könnte beispielsweise aus Elementen der 3. Komplexitätsstufe hergestellt werden. Bei der Planung des Forschungsvorhabens wurde daher berücksichtigt, dass aufgrund der geometrischen Herstellungsrestriktionen sämtliche erstrebenswerte Geometrien mit Sandwichtafeln der Gruppe 1. - 3. ohne gestalterische Einbußen erzielbar sein sollen (unter Einsatz des geplanten CAD-Tools). Somit kann gewährleistet werden, dass bereits bei geringen Umformgraden nennenswerte Formvariationen in der Gesamtkonstruktion möglich sind.

Darauf aufbauend sollen unterschiedliche, beispielhafte Entwürfe von Gebäuden erarbeitet werden, die sich sehr gut mittels gekrümmter Sandwichelemente realisieren lassen. Diese können als Grundlage für die numerische Analyse dienen. Zusätzlich lassen sich Parameter wie Krümmungsradien für die Dimensionierung der Fertigungstechnologie ableiten. Des Weiteren werden wichtige Erkenntnisse für die Herangehensweise beim Entwurf gewonnen, welche im Arbeitspaket 4 benötigt werden. Die Entwürfe können ebenfalls zur Veranschaulichung des Forschungsvorhabens nach außen genutzt werden.

3.1.2 Arbeitspaket 2 Work package 2

Im zweiten Arbeitspaket sollen die fertigungstechnischen Grundlagen zur Umformung gekrümmter Bleche mit flexiblen Breitenprofilen erarbeitet werden. Im Rahmen des Projektes soll die in Abbildung 3-3 dargestellte Prozesskette zur Herstellung der Deckbleche genutzt werden. Wie im Stand der Technik zuvor beschrieben, existieren zur Realisierung der einzelnen Prozessstufen zwar aussichtsreiche Teilprozesse, jedoch stehen diese Prozesse häufig nur für Blechdicken oberhalb der angestrebten

Dicke zur Verfügung. Eine Anpassung der Prozesse auf Blechdicken zwischen 0,5-0,8 mm ist eine der Herausforderungen des Projektes.

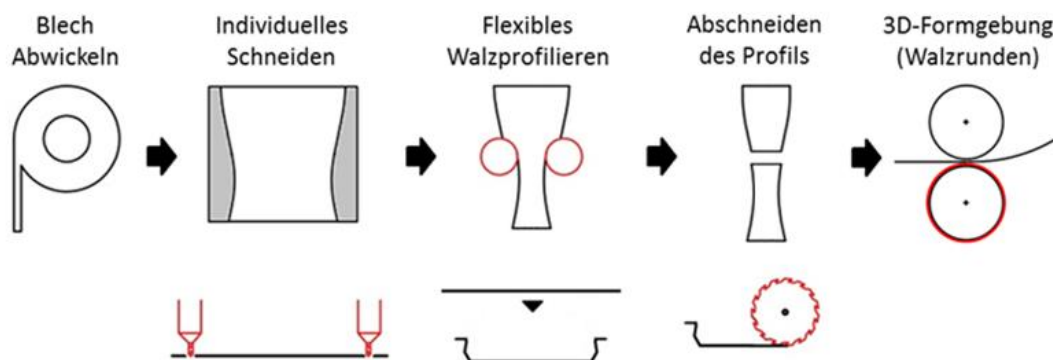


Abbildung 3-3: Prozesskette zur Herstellung gekrümmter Deckbleche

Figure 3-3: Production process for curved cover sheets

In einem ersten Unterarbeitspaket soll daher ein flexibler Walzprofilierprozess realisiert werden, mit dem es möglich ist, die geforderten flexiblen Breiten reproduzierbar herzustellen. Hierbei muss zunächst eine bestehende Anlage konstruktiv angepasst und ein neuer Rollensatz ausgelegt werden. Parallel zur konstruktiven Erweiterung muss die bestehende Steuerung überholt und erweitert werden, um die geplanten Kurvenbahnen zu realisieren. Hierbei ist eine Zusammenarbeit mit der Firma Trilogix geplant, die im Rahmen von vAW-Leistungen an der Steuerungserweiterung mitarbeitet.

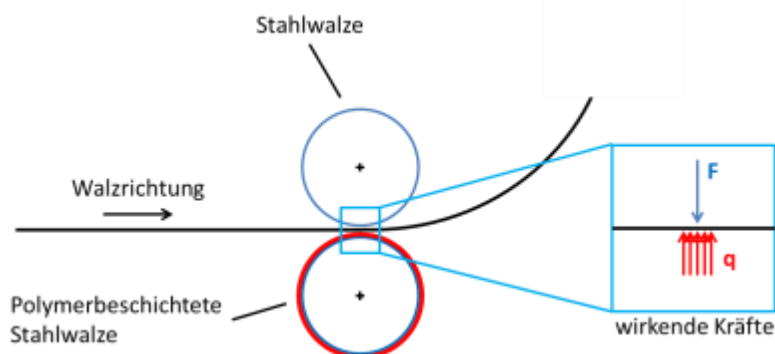


Abbildung 3-4: Verfahrensprinzip Walzrunden mit beschichteter Unterwalze nach (DIN 8586 2003)



Figure 3-4: Curving of a profile with a synthetic roll (DIN 8586 2003)

Das zweite Unterarbeitspaket enthält die Entwicklung eines Fertigungsprozesses zur einachsigen Krümmung der Bleche und Vorversuche zur mehrachsigen Krümmung. Zunächst soll eine einachsige Krümmung mithilfe des Walzrundens unter Verwendung einer beschichteten Unterwalze erprobt werden (vgl. Abbildung 3-4). Der Walzrundprozess muss so gestaltet werden, dass keine Beeinflussung des flexibel walzprofilierten Flanschs auftritt. Nachdem der Prozess für die einachsige Krümmung beherrscht wird, soll der Prozess so erweitert werden, dass auf der rechten und der

linken Seite des Bleches unterschiedliche Krümmungen auftreten und so eine mehrachsige Krümmung möglich wird. Hierzu soll in ersten Vorversuchen beim Walzrunden ein unterschiedlicher Walzspalt genutzt werden, der durch eine Verkippung der Walzenachse realisiert wird. Die zu untersuchenden Parameter sind in Tabelle 3-1 dargestellt:

Tabelle 3-1: Geplante Versuchsmatrix

Table 3-1: Aspired experimental matrix

Versuchsmaterial	Stahlblech S280GD (1.0244)	Stahlblech S320GD (1.0250)
Blehdicken	0,5 mm	0,8 mm
Profilgeometrie (Querschnitt)		
Krümmungsradius	minimal notwendiger Radius (aus AP1)	maximal notwendiger Radius (aus AP1)
Bandkantenradius beim flexiblen Walzprofilieren	minimal notwendiger Radius (aus AP1)	gerade Bandkante

Abschließend sollen die Prozessgrenzen beim Schäumen von gekrümmten Sandwich-elementen anhand eines Modellversuchs erarbeitet und in anschließenden Untersuchungen geprüft werden. Der Modellversuch sieht dabei vor, die aufgrund der Krümmung entstehenden winkligen Flächen mit einer schiefen Ebene nachzubilden. Der Winkel der Ebene entspricht dabei den zu erwartenden Tangentenwinkeln typischer gekrümmter Deckbleche (vgl. Tabelle 3-1). Anhand des Analogieversuchs kann das Abrutschverhalten von Schäumen unterschiedlicher Viskosität unter definierten Winkeln bestimmt werden. Basierend auf diesen Erkenntnissen soll ein Prozessfenster definiert werden, innerhalb dessen die Realversuche stattfinden sollen. Die Firma Hennecke unterstützt dabei beratend die Planung und Durchführung der Schäumversuche im Rahmen ihrer vAW-Leistungen.

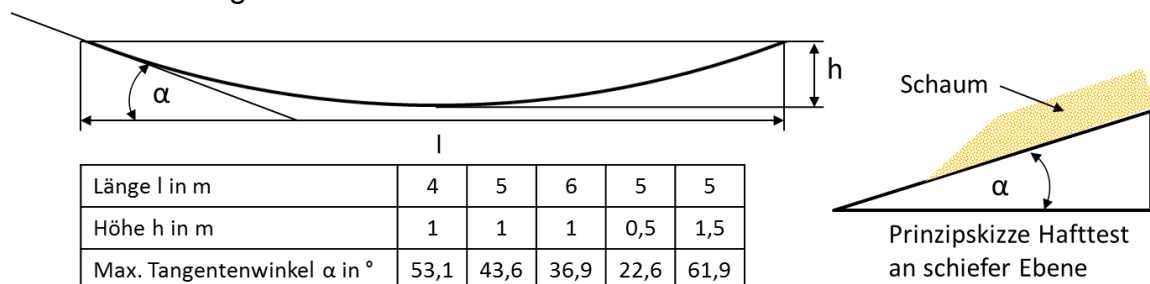


Abbildung 3-5: Tangentenwinkel gekrümmter Profile unterschiedlicher Geometrien (links) und Prinzipskizze eines Hafttests an einer schiefen Ebene (rechts)

Figure 3-5: Angle of the tangent of curved profiles (left) and test setup of the adhesive tests on an inclined plane (right)

3.1.3 Arbeitspaket 3 Work package 3

Um die aus architektonischer Sicht denkbaren Geometrien statisch bewerten zu können - insbesondere die Tragfähigkeit bei unterschiedlichen Spannweiten, Elementdicken und Krümmungsradien - werden zunächst theoretische Untersuchungen durchgeführt und numerische Modelle erstellt. Ziel ist es, eine Abschätzung geben zu können, was aus statischer Sicht an Geometrien realisierbar ist. Zudem werden Geometrien festgelegt, welche anschließend im Rahmen experimenteller Untersuchungen getestet werden sollen.

Um schon vor Fertigstellung einer Prozesskette experimentelle Untersuchungen durchführen zu können, ist anschließend das händische Herstellen von Versuchskörpern notwendig. Zu Projektbeginn war angedacht, diese Elemente nach der im Möbelbau verwendeten Zip-Shape-Methode herzustellen. Dabei werden ebene Elemente mit Hilfe einer CNC-Fräse in eine Trapezform gebracht. Am Fachgebiet PTW der TU Darmstadt existiert eine Wissnerportalfräse, mit der die Arbeiten durchgeführt werden sollten. Durch unterschiedliche Winkel der Trapezgeometrie und anschließendem Zusammenführen und Verkleben der beiden Hälften sollten so unterschiedliche Radien realisiert werden (siehe Abbildung 3-6).

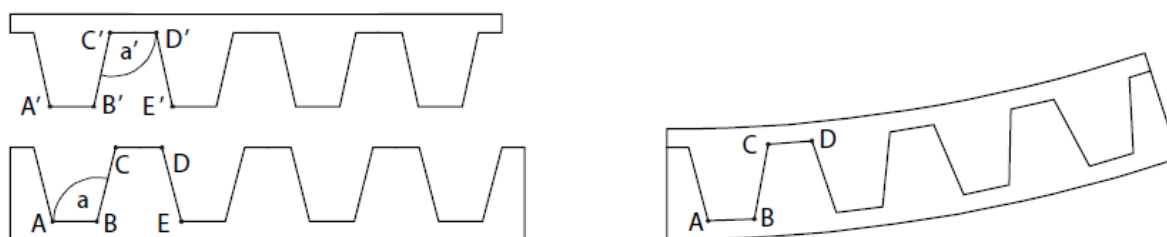


Abbildung 3-6: Vorgehensweise bei der ZipShape-Methode (Schindler 2008)

Figure 3-6: Approach of the ZipShape method (Schindler 2008)

Anschließend sollen an diesen Bauteilen experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden. Diese können in zwei Teilbereiche untergliedert werden: Bauteilprüfungen und Prüfungen zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften. Zudem sind Vergleichsprüfungen an ebenen Bauteilen geplant. Alle Untersuchungen werden im Laborbereich des IFSW der TU Darmstadt (Forschungsstelle 1) durchgeführt. Die Bauteilversuche dienen der Ermittlung des Verformungsverhaltens und der Tragfähigkeit der vollständigen Elemente. Hier ist insbesondere der Vergleich zu ebenen Elementen von Interesse. Es soll weiterhin eine Validierung der numerischen Ergebnisse stattfinden, um dann in numerischen Parameterstudien auch weitere Radien und Bauteildicken untersuchen zu können. Für die Bauteilprüfungen waren folgende Versuchsvarianten geplant:

Tabelle 3-2: Matrix: Geplante Versuchsvarianten für die Bauteilprüfungen

Table 3-2: Aspired experimental matrix for the full scale tests

2 Elementhersteller:	Hersteller 1	Hersteller 2
2 Bauteildicken:	80 mm	140 mm
3 Krümmungsradien:	Eben, eher kleiner Radius, eher großer Radius	

Die zu untersuchenden Parameter sind in Tabelle 3-2 dargestellt. Als Stahlsorte wird S280 bzw. S320 zum Einsatz kommen. Dies sind die in der Sandwichherstellung üblicherweise verwendeten Stahlfestigkeiten. Die Verwendung höherfester Stähle ist aufgrund des maßgebenden Versagens, welches üblicherweise ein Stabilitätsversagen der Deckschicht ist, nicht zielführend. Bei drei Versuchen je Reihe, welche aus statistischen Gründen sinnvoll sind, ergeben sich durch die geplanten zwölf Varianten somit 36 Bauteilversuche. Die ergänzenden Versuche an kleinteiligen Probekörpern sind für die Ermittlung der Werkstoffeigenschaften des Kernmaterials notwendig. Zudem soll sichergestellt werden, dass das Aufschneiden und anschließende Wiederverkleben der Elemente keine negativen Einflüsse auf das Tragverhalten des Kernmaterials hat. Die Prüfungen zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften enthalten folgende Versuchsreihen:

- Bestimmung der Rohdichte des Kernmaterials (DIN EN 14509-A.8)
- Querzugversuche senkrecht zum Element (DIN EN 14509-A.1)
- Druckfestigkeit und Druck-E-Modul des Kernmaterials (DIN EN 14509-A.2)
- Schubversuche für das Kernmaterial (DIN EN 14509-A.3)

Durch den Lastabtrag über eine Bogentragwirkung sind insbesondere auch die Langzeiteffekte aufgrund von axialen Lasten zu beurteilen. Dafür waren zusätzlich Zeitstandversuche geplant (analog zu DIN EN 14509-A.3.6). Für die Bestimmung der Werkstoffeigenschaften sind bei der Rohdichte sechs Prüfungen je Charge und bei allen anderen Untersuchungen zehn Prüfungen je Charge notwendig. Durch die zwölf Varianten an Bauteilen ergeben sich dadurch 552 Prüfungen an kleinteiligen Probekörpern.

Sollten sich die gekrümmten Elemente als herstellbar und ausreichend tragfähig erweisen, wird eine Aufnahme dieser Elemente in die EN 14509 angestrebt. Zusätzlich werden im Rahmen des Arbeitspakets 3 Details für Auflagerpunkte von gekrümmten Sandwichelementen entwickelt. Die Fugen werden analog zu konventionellen Sandwichelementen als Nut- und Federverbindung mit Dichtband ausgeführt.

3.1.4 Arbeitspaket 4 **Work package 4**

Bei der Formfindung komplexer, mehrfach gekrümmter Tragstrukturen sollten schon zu Beginn der Planung die jeweiligen Fertigungsrestriktionen und statischen Rahmenbedingungen berücksichtigt werden. Dies stellt für den entwerfenden Architekten eine große Herausforderung dar, die momentan meist nur in vielen Iterationsstufen in Zusammenarbeit mit Fachplanern und ausführenden Unternehmen bewältigt werden kann. Ein solch langwieriger Prozess ist nicht nur kostenintensiv, sondern kann auch zu Missverständnissen und Fehleinschätzungen führen, die später an der architektonischen Qualität des fertigen Gebäudes sichtbar werden.

Die Erkenntnisse aus Arbeitspaket 2 und 3 sollen zusammengefasst und dabei so aufbereitet werden, dass sie bei der Planung Berücksichtigung finden können. Dies kann im ersten Schritt durch Designempfehlungen (z.B. Spannweiten, Spannrichtung oder optimale Krümmungsradien) geschehen. Diese Aufbereitung ist insbesondere wichtig,

da es im Bereich der Architektur bisher wenig Erfahrung mit der Planung von anisotropen, mehrfach gekrümmten Flächentragwerken gibt.

Die gewonnenen Erkenntnisse sollen nun in ein parametrisches Designtool übertragen werden, welches die Planung von Flächentragwerken unter Berücksichtigung der Restriktionen aus der Fertigungstechnologie und der statischen Tragfähigkeit erlaubt. Das Design-Tool wird keine komplett eigenständige Software darstellen sondern auf ein bestehendes, am Markt erhältliches CAD-Paket aufsetzen. Das Design eines Bauwerks soll dazu in drei unterschiedliche Abschnitte eingeteilt werden können. Zunächst ist eine vorgegebene Ausgangsgeometrie auf Parameter, wie Spannweite und Krümmung zu überprüfen und zu optimieren. Im nächsten Schritt wird die optimierte Geometrie in Elemente eingeteilt. Bei diesem Schritt werden die Dimensionen der einzelnen Elemente festgelegt; zusätzlich lässt sich der für die spätere architektonische Wirkung des Gebäudes wichtige Fugenverlauf gestalten. Diese Daten sollen dann automatisiert in ein detailliertes CAD-Modell überführt werden, welches sowohl zur Generierung der für die Fertigung nötigen Daten als auch zum statischen Nachweis genutzt werden kann (s. Abbildung 3-7). Dieses Modell kann ebenfalls dazu verwendet werden, die komplexe dreidimensionale Ausbildung der Fugen im Detail zu überprüfen und gegebenenfalls zu korrigieren. Daher werden künftige Planer mit diesem Tool sowohl im initialen Formfindungsprozess als auch bei der Ausführungsplanung unterstützt.

Die grundlegenden Prinzipien der Funktionsweise des Designtools soll mittels Fachkonferenzen oder Journalbeiträgen veröffentlicht werden. Zusätzlich soll der Quellcode des Designtools offen gelegt werden, sodass ausgehend von diesem Tool weitere Softwareentwicklungen stattfinden können.

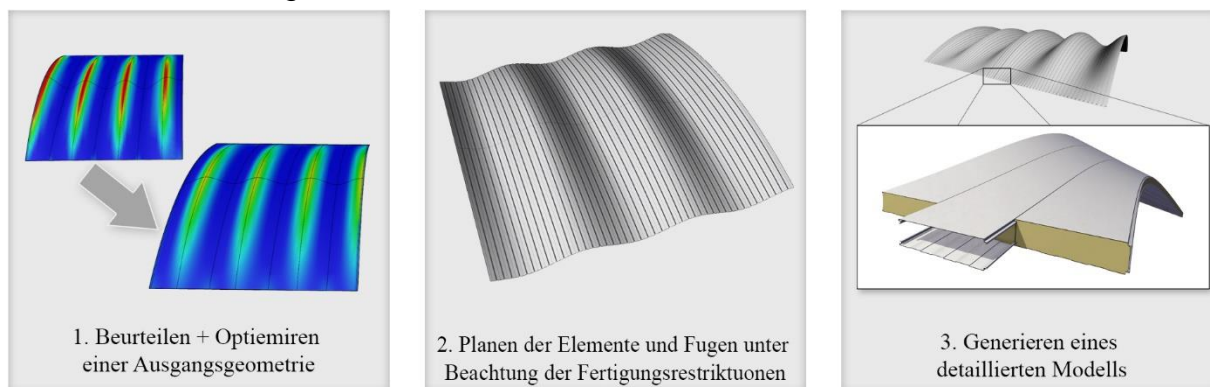


Abbildung 3-7: Geplante Arbeitsschritte des Designtools

Figure 3-7: Work steps of the design tool

3.1.5 Arbeitspaket 5 Work package 5

Im fünften Arbeitspaket werden alle Untersuchungen ausgewertet und im Rahmen des Schlussberichts dokumentiert.

4 Studien zu möglichen Geometrien Studies on possible geometries

Kurzfassung

In diesem Kapitel werden die erarbeiteten geometrischen Möglichkeiten dargestellt, welche sich aus den gegebenen Umformverfahren, flexibles Walzprofilieren und dem nachfolgenden Walzrunden, ergeben. Dies geschieht auf Grundlage der schon im Antrag definierten Komplexitätsstufen bzw. Umformgrade. Ausgehend von diesen geometrischen Möglichkeiten wurde für jede Komplexitätsstufe eine konkrete architektonische Möglichkeit visualisiert.

Abstract

In this chapter, the geometric possibilities developed from the given forming processes, flexible roll forming and the subsequent curving are presented. This is done on the basis of the complexity levels or degrees of deformation already defined in the application. Based on these geometric possibilities, a concrete architectural possibility was visualized for each complexity level.

4.1 Komplexitätsstufen Levels of complexity

Aus dem Fertigungsprozess resultieren je nach verfügbarer Anlagentechnik unterschiedliche Restriktionen. Sie resultieren aus dem konkreten Aufbau der Walzprofilieranlage und dem nachfolgenden Walzrunden. Diese Restriktionen beinhalten z. B. die erzielbaren, minimalen Krümmungsradien und die maximal zulässigen Elementbreiten. Daher ist das erzielbare Formenspektrum künftiger Gebäude maßgeblich durch den Umformgrad der aufeinander folgenden Prozesse Walzprofilieren und Walzrunden definiert. Um diese zu berücksichtigen, wurden zu Beginn des Forschungsprojekts geometrische Komplexitätsstufen definiert. Je nach realisiertem Umformgrad können so Aussagen über das erzielbare architektonische Formenspektrum getroffen werden (Abbildung 4-1):

Komplexitätsstufe 1:

Einachsig gekrümmte Elemente mit parallelen Kanten (s. Abbildung 4-1).

Für diese Komplexitätsstufe ist kein flexibles Walzprofilieren nötig; eine gewöhnliche Walzprofilieranlage mit nachgelagertem Walzrunden ist ausreichend.

Komplexitätsstufe 2:

Einachsig gekrümmte Elemente mit nicht parallelen Kanten.

Bei der Komplexitätsstufe 2 folgt auf das flexible Walzprofilieren ein Walzrundvorgang.

Komplexitätsstufe 3:

Einachsig gekrümmte, kegelige (gebogen und tordierte) Elemente mit nicht parallelen Kanten.

Die Komplexitätsstufe 3 funktioniert nach den gleichen Prinzipien wie Komplexitätsstufe 2, allerdings erlaubt das gegenseitige Verkippen der Walzrundwalzen während des laufenden Walzprozesses die Produktion von tordierten Bauteilen.

Komplexitätsstufe 4:

Zweiachsig gekrümmte Elemente mit nicht parallelen Kanten.

Mittels flexiblem Walzprofilieren und Walzrunden lassen sich diese Geometrien nicht herstellen, sie werden daher in diesem Forschungsprojekt nicht weiter untersucht.

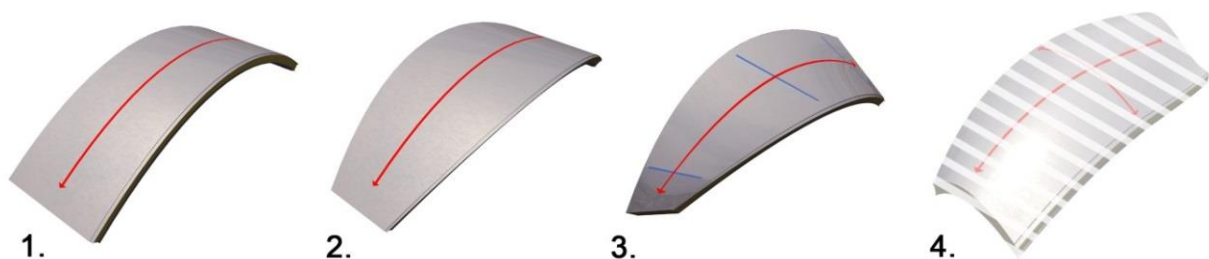


Abbildung 4-1: Komplexitätsstufen

Figure 4-1: Complexity levels

4.2 Realisierbare Gebäudegeometrien Feasible building geometries

Aus diesen drei Komplexitätsstufen ergeben sich unterschiedliche Szenarien. Um zu einer Einschätzung der neuen Möglichkeiten zu kommen, welche sich aus diesen ergeben, wurden jeweils unterschiedliche geometrische Varianten erstellt und daraus eine mögliche Architektur abgeleitet.

4.2.1 Realisierbare Architektur mit Komplexitätsstufe 1 Feasible designs using panels with level 1 of complexity

Mit der ersten Komplexitätsstufe lassen sich z.B. Tonnengewölbe realisieren (Abbildung 4-2 und Abbildung 4-3). Sandwichelemente dieser Art werden, mit einer Trapezprofilierung auf der Außenseite, bereits von der Firma Italpannelli hergestellt. Um die Spannweite der Elemente zu erhöhen, könnten diese in Kombination mit Fachwerkträgern verwendet werden (Abbildung 4-4). Durch das damit erzielbare, erhöhte Achsmaß könnte sich mit diesem Konstruktionsprinzip - im Gegensatz zu klassischen Hallendächern - eine Unterkonstruktion einsparen lassen.

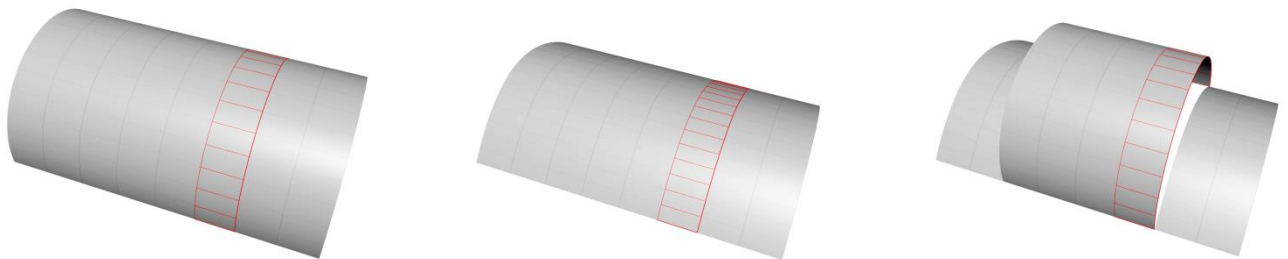


Abbildung 4-2: Mit Elementen der Komplexitätsstufe 1 lassen sich Tonnengewölbe realisieren
Figure 4-2: With elements of complexity level 1 barrel vaults can be realized



Abbildung 4-3: Hallen Dach aus einachsig gekrümmte Elementen
Figure 4-3: Roof made of single curved elements

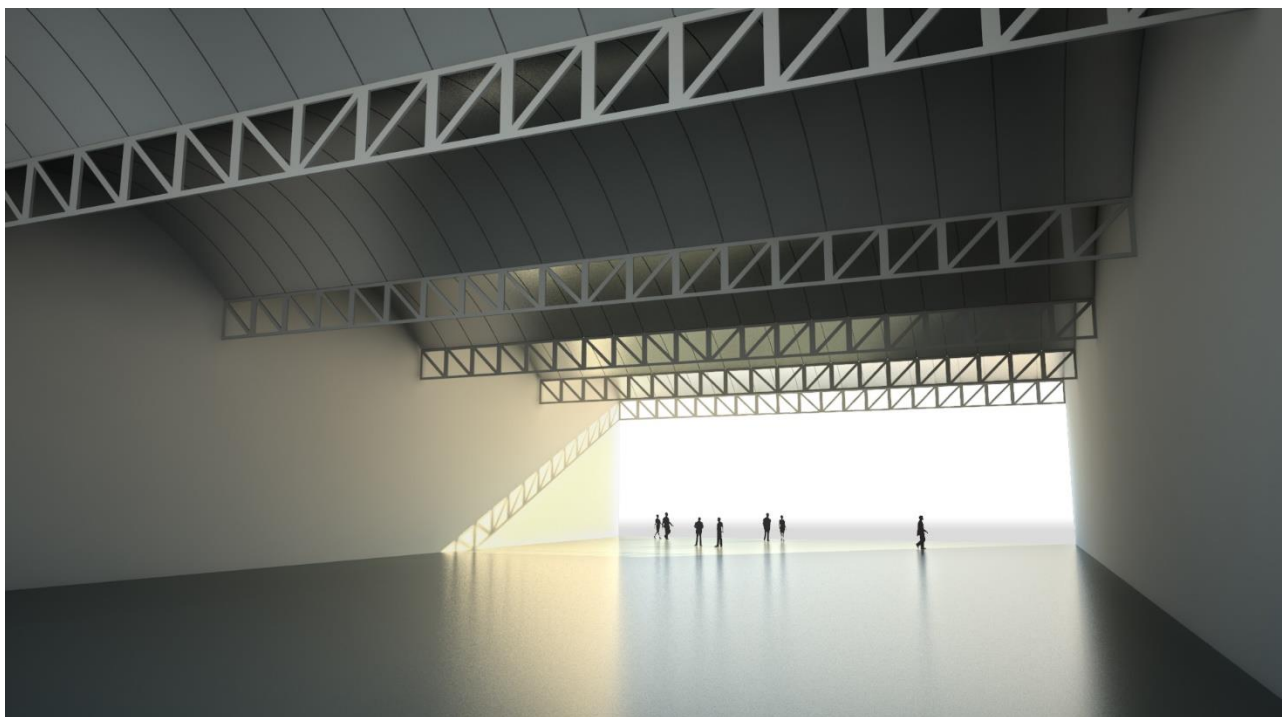


Abbildung 4-4: Halle, die einachsig gekrümmte Elemente und Fachwerkträger kombiniert

Figure 4-4: Hall combining single curved elements and trussed girders

4.2.2 Realisierbare Architektur mit Komplexitätsstufe 2 Feasible designs using panels with level 2 of complexity

Mit Komplexitätsstufe 2 lassen sich z. B. Kuppeln herstellen. Des Weiteren lassen sich damit auch sogenannte Translationsflächen realisieren. Translationsflächen spannen eine kontinuierliche, räumliche Fläche auf, indem sie eine freie Kurve entlang einer anderen Führungskurve verschieben (daher der Name Translations- oder Schiebefläche, s. Abbildung 4-5). Die von Otto Jungbluth bereits im Jahr 1970 realisierte Sandwichelementkuppel auf dem Messeareal in Hannover mit 35 m Spannweite entspricht dieser Komplexitätsstufe. Um die Spannweitenlimitationen der einzelnen Elemente zu vergrößern, könnten diese, anders als die Tonnengewölbe aus Komplexitätsstufe 1, auch mit einem Bogentragwerk quer zur Tragrichtung der Elemente kombiniert werden (Abbildung 4-6). Hallendächer mit derart komplexen Formen lassen sich bisher nur mit einer sehr aufwändigen Unterkonstruktion oder im Stahlbetonbau mit einem enormen zusätzlichen Schalungsaufwand herstellen.

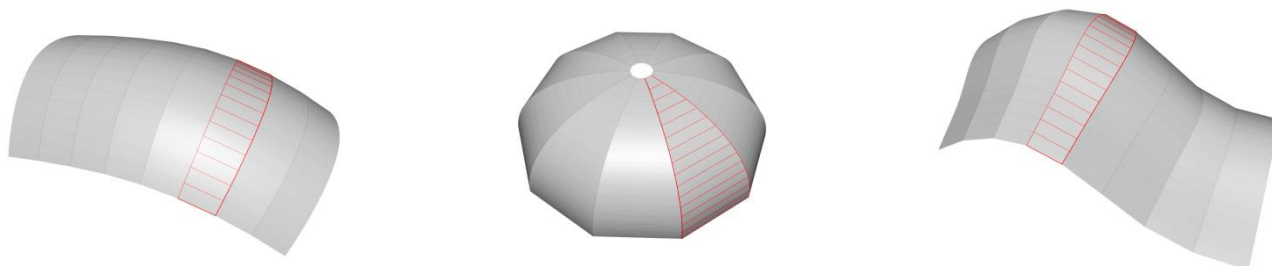


Abbildung 4-5: Mit Elementen der Komplexitätsstufe 2 lassen sich Kuppeln und Translationsflächen realisieren

Figure 4-5: Domes and translational surfaces can be realized with elements of complexity level 2



Abbildung 4-6: Halle, die Elemente der Komplexitätsstufe 2 mit einem Bogentragwerk kombiniert
Figure 4-6: A hall combining elements of complexity level 2 with an arched supporting structure.

4.2.3 Realisierbare Architektur mit Komplexitätsstufe 3 Feasible designs using panels with level 3 of complexity

Die Komplexitätsstufe 3 erlaubt generell, alle Geometrien abzubilden (Abbildung 4-7). Geometrische Grenzen werden jedoch vorwiegend durch eine minimale und maximale Breite der Elemente gesetzt. Wie sich solche Tragwerke unter tragwerksplanerischen Aspekten verhalten, ist bis dato noch unbekannt. Die architektonischen Möglichkeiten, die sich durch solche Formen eröffnen, sind nicht zu unterschätzen und könnten einerseits der Sandwichbauweise neue Märkte eröffnen und andererseits zur architektonischen Formenvielfalt beitragen (Abbildung 4-8).

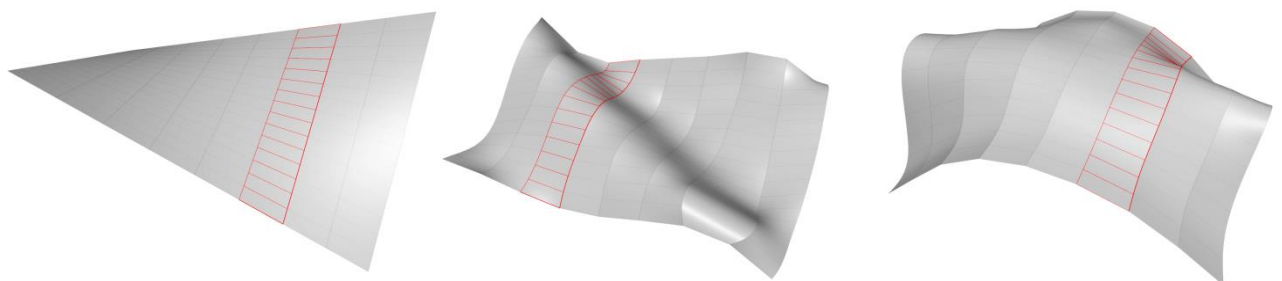


Abbildung 4-7: Komplexitätsstufe 3 erlaubt es, komplett freie Formen herzustellen
Figure 4-7: Complexity level 3 allows to produce completely free shapes

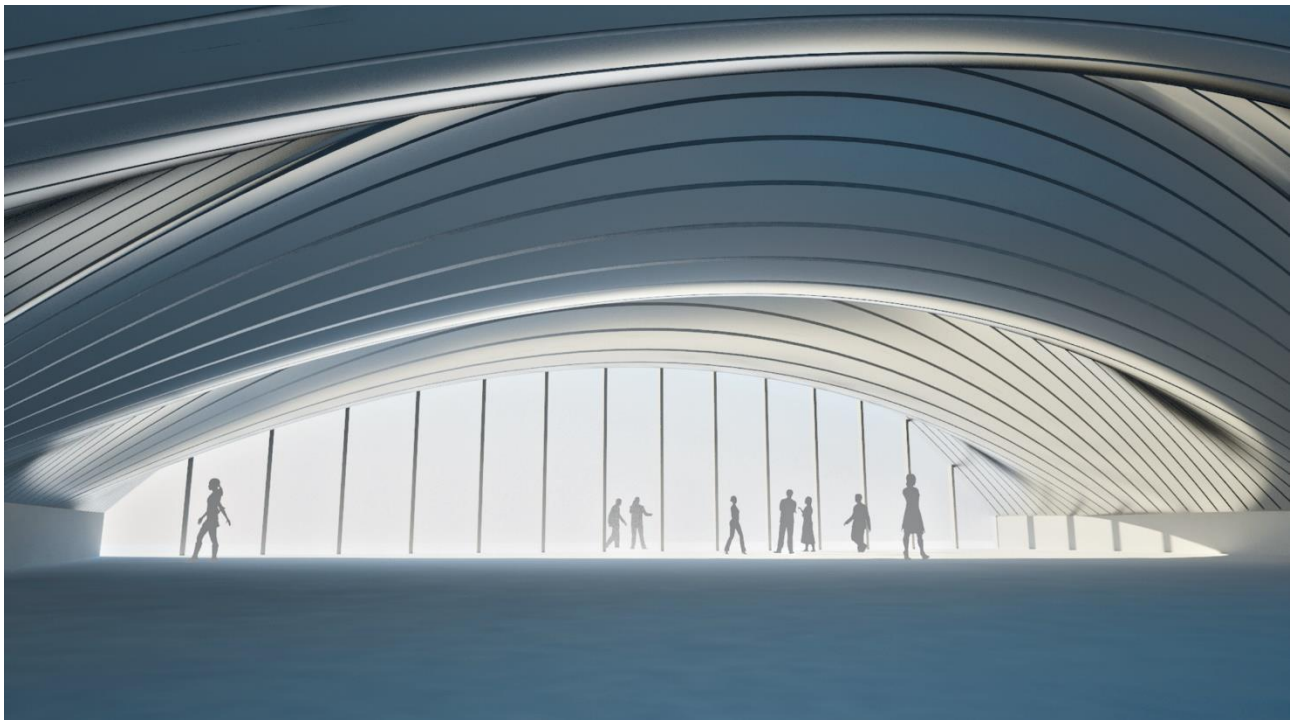


Abbildung 4-8: Hallendach, welches mit Elementen der Komplexitätsstufe 3 möglich wäre
Figure 4-8: A hall roof, which would be possible with elements of complexity level 3

4.3 Demonstratorgeometrie Demonstrator geometry

Ausgehend von dieser Betrachtung und den ersten Ergebnissen aus Arbeitspaket 2 konnte nun, gemeinsam mit Forschungsstelle 1 und 2, die Geometrie für die Demonstrationsbauteile definiert werden. Um die komplette Prozesskette aus flexiblem Walzprofilieren und Walzrunden zu nutzen sollten die Bauteile mindestens der Komplexitätsstufe 2 entsprechen. Konisches 3D Umformen beim Walzrunden wurde für den gegebenen Projektrahmen als zu aufwändig befunden und ist mit den verfügbaren Maschinen nicht möglich. Dies ist allerdings nötig, um Bauteile der Komplexitätsstufe 3 zu fertigen. Daher wurde entschieden, dass die Demonstrationsbauteile der Komplexitätsstufe 2 entsprechen sollten.

Die in dem Projekt verfügbare Fertigungstechnik beschränkt sowohl Länge als auch Breite der Elemente, denn die Deckbleche werden auf einer Prototypenanlage für das flexible Walzprofilieren gefertigt (siehe auch Abbildung 7-1). In einer Serienproduktionsanlage, bei der nur einseitig profiliert wird (vgl. Abbildung 2-2 rechts) fallen diese Restriktionen weg. Aus diesen Randbedingungen ergibt sich eine Maximalbreite der Elemente von: 300 mm. Daher wurde ein Kugelsegment als einfache und erweiterbare Lösung gewählt. Auch in architektonischer Hinsicht hat diese Form viele Potentiale, wie das Beispiel der Halle der Komplexitätsstufe 2 verdeutlicht (Abbildung 4-8).

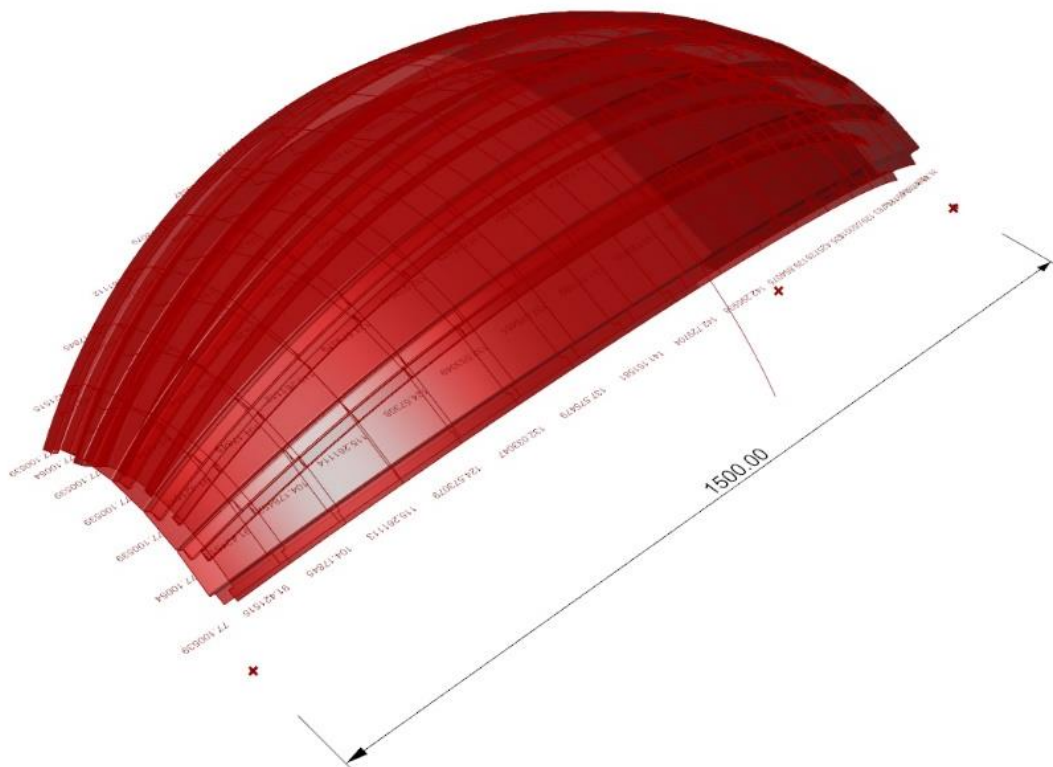


Abbildung 4-9: Demonstrations-Bauteilgeometrie. Der Radius quer zum Profil beträgt 652 mm, längs zum Profil 1.090 mm. Bauteilbreiten: 80-150 mm. Die Radien, welche profiliert werden, variieren zwischen: ~10.000 und ~14.000 mm

Figure 4-9: Demonstration part geometry. The radius across the profile is 652 mm, along the profile 1,090 mm. Component widths: 80-150 mm. The radii which are profiled vary between: ~10.000 and ~14.000 mm.

5 Tragverhalten und Tragfähigkeit von Sandwichelementen Load-bearing behaviour and capacity of sandwich panels

Kurzfassung

In diesem Kapitel werden ausgewählte Grundlagen zum Tragverhalten und der Tragfähigkeit von Sandwichelementen zusammengefasst und Grundlagen für die Beurteilung der späteren Untersuchungen erarbeitet. Zunächst wird die Verbundwirkung im Sandwichquerschnitt noch einmal kurz zusammengefasst. Anschließend werden die möglichen Belastungsformen und statischen Systeme gerader und gekrümmter Sandwichelemente beschrieben. Weiter werden die üblichen Versagensformen und die Übertragbarkeit der Phänomene auf gekrümmte Sandwichelemente diskutiert und eine besondere Versagensform axial beanspruchter Sandwichelemente erläutert. Danach werden die unterschiedlichen Möglichkeiten der strukturellen Analyse aufgezeigt und der Stand der Forschung zum Stabilitätsversagen gerader axial beanspruchter Sandwichelemente zusammengefasst. Abschließend werden mögliche Auflagerkonstruktionen für Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen entwickelt.

Abstract

This chapter aims to give an overview of the basic knowledge regarding the load-bearing behaviour and the load-bearing capacity of sandwich panels to form a basis for the further investigations. First of all the composite effect is concluded. Then possible types of loading as well as bearing structures of plane and curved sandwich panels are described. Furthermore usual failure modes of sandwich panels are considered and it is examined if it is possible to transfer the phenomena to curved sandwich panels in theory. A special failure mode of sandwich panels under axial loading is described. Different possibilities of structural analyses are outlined and the state of research on global buckling of axial loaded sandwich panels is concluded. Finally possible support constructions for shell structures made of curved sandwich panels are developed.

5.1 Verbundwirkung im Sandwichquerschnitt Composite action of sandwich panels

Sandwichkonstruktionen haben zum Ziel möglichst leichte Bauteile mit gleichzeitig großen Tragfähigkeiten herzustellen. Damit geht eine effektive Ausnutzung der Tragfähigkeiten der Deckschichtwerkstoffe einher. Dieses Prinzip macht man sich im Bauwesen zunutze, indem man einen Verbundquerschnitt aus tragfähigen dünnen metallischen Deckschichten hoher Steifigkeit und einem dicken Kern aus leichtem gut dämmendem Werkstoff mit geringen Steifigkeiten herstellt. Obwohl jede der Schichten für sich keine nennenswerte Tragfähigkeit besitzt, erreichen sie, durch eine schub- und zugfeste Verbindung miteinander, als Verbundquerschnitt hohe Tragfähigkeiten (vgl. Stamm und Witte 1974, S. 3ff).

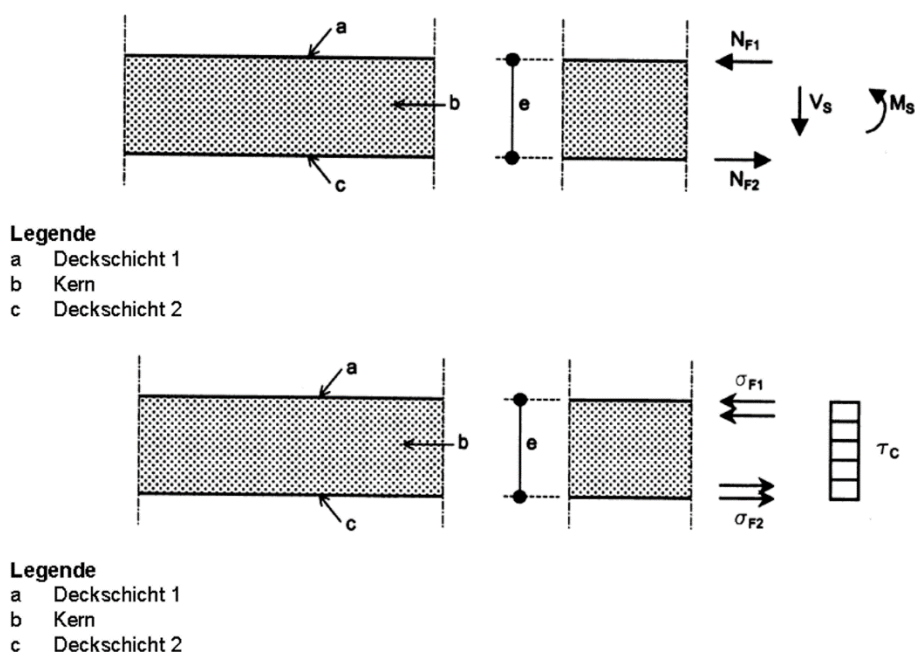


Abbildung 5-1: Schnittgrößen und Spannungsverteilung in einem Querschnitt mit biegeschlaffen Deckschichten (DIN EN 14509, Bild E.3 und E.4)

Figure 5-1: Internal forces distribution in a sandwich panel with thin face sheets (DIN EN 14509, Fig. E.3 und E.4)

Die unterschiedlichen Eigenschaften und Abmessungen der beiden Werkstoffe führen dazu, dass die Biegesteifigkeit des Bauteils nahezu vollständig aus den Dehnsteifigkeiten seiner Deckschichten resultiert und sich seine Schubsteifigkeit maßgeblich aus der des Kerns ergibt. Es wird davon ausgegangen, dass die Eigenbiegesteifigkeit von ebenen und quasi-ebenen Deckschichten im Vergleich zur Biegesteifigkeit des Verbundbauteils vernachlässigbar gering ist. Bei profilierten Deckschichten muss deren Eigenbiegesteifigkeit, wie auch ihre Schubsteifigkeit, hingegen berücksichtigt werden. Unter den genannten Voraussetzungen wird davon ausgegangen, dass Biegebeanspruchungen eines Sandwichelements mit ebenen oder quasi-ebenen Deckschichten durch ein Kräftepaar in eben diesen abgetragen werden. Auch etwaige Normalkraftbeanspruchungen würden vollständig den Deckschichten zugewiesen. Der Kern stabilisiert die dünnen Deckschichten gegen Stabilitätsversagen und übernimmt weiter den Abtrag von Querkraftbeanspruchungen. Profilierte Deckschichten besitzen

in Produktionsrichtung, bezogen auf die Steifigkeiten des Verbundquerschnitts, hingegen sowohl eine nennenswerte Biege- als auch Schubsteifigkeit. In einem Sandwichbalken mit profilierten Deckschichten würden sich Biege- und Querkraftbeanspruchungen entsprechend anteilig der jeweiligen Steifigkeit an der des Gesamtquerschnitts zwischen den Deckschichten und dem Verbundquerschnitt aufteilen. Während bei ebenen oder quasi-ebenen Deckschichten, also davon ausgegangen wird, dass die Beanspruchungen Membranspannungen abgetragen werden und diese somit konstant gedrückt oder gezogen werden, werden die oberen und unteren Randfasern der profilierten Deckschichten somit unterschiedlich beansprucht.

5.2 Gerade Sandwichbalken unter Beanspruchungen senkrecht zur Elementebene Straight sandwich panels loaded perpendicular to their surface

In der Regel überspannen Sandwichelemente als Biegebalken ein oder mehrere Felder und werden durch die Einwirkungen auf die Gebäudehülle senkrecht beziehungsweise nahezu senkrecht zu ihrer Bauteilebene beansprucht. Da das Eigengewicht der Elemente selbst gering ist, spielen daraus resultierende Normalkraft-Beanspruchungen in den meisten Konstruktionen eine untergeordnete Rolle. Die ausgeführten Dachneigungswinkel sind üblicherweise klein und der entstehende Dachschub kann über die Befestigungen kontinuierlich in die Unterkonstruktion eingeleitet werden. Wandelemente werden im Sockelbereich üblicherweise direkt auf das Fundament aufgestellt beziehungsweise mit Hilfe von hierzu vor dem Sockel montierter Winkel vorgehängt. Da an diesem Endauflager keine Deckschichtbeanspruchungen aus Biegebeanspruchungen auftreten ist dieser Punkt hinsichtlich der Bauteiltragfähigkeit allerdings in der Regel nicht bemessungsbestimmend. Bei den Nachweisen an anderen Stellen wären die Spannungen aus Normalkräften gegebenenfalls zu berücksichtigen, spielen jedoch auch hier eine untergeordnete Rolle und werden daher üblicherweise vernachlässigt. (vgl. Lange und Berner 2010, S. 666ff.)

Die bemessungsrelevanten Schnittgrößen für Sandwichelemente sind daher vor allem Biegemomente, auf deren Abtrag der Querschnitt der Sandwichelemente optimiert ist. Das tragfähige Material der Deckschichten wird im Sandwich durch das leichte Kernmaterial auf Abstand gehalten und schubfest miteinander verbunden. So werden große Biegetragfähigkeiten und -steifigkeiten bei geringem Eigengewicht erreicht.

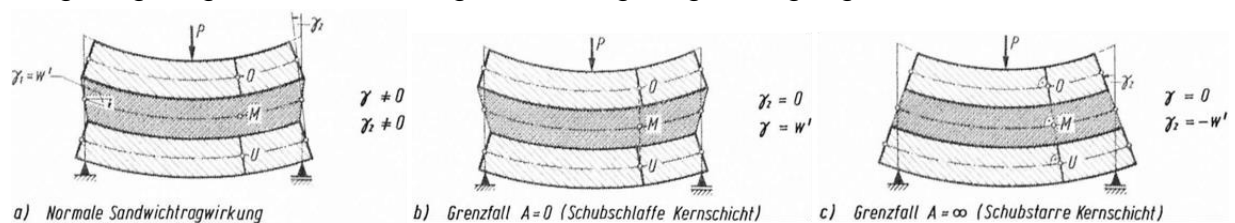


Abbildung 5-2: Sandwichbalken mit Beanspruchungen senkrecht zur Stabachse (Stamm und Witte 1974, Abb. 21)

Figure 5-2: Plane sandwich panels under vertical loads (Stamm und Witte 1974, Fig. 21)

Neben den Wind- und Schneelasten zählen zu den Einwirkungen vor allem auch Temperaturlasten. Diese gilt es diese im Sandwichbau besonders zu beachten, da es

durch die geringen Massen und die gute Wärmeleitfähigkeit der eingesetzten Deckschichtmaterialien zu großen Temperaturdifferenzen zwischen äußerer und innerer Deckschicht kommen kann. Können sich die resultierenden Temperaturdehnungen nicht frei einstellen, wie beispielsweise in statisch unbestimmten Systemen, kann dies zu Zwängungen führen, die es im Rahmen der Nachweisführung zu berücksichtigen gilt. (vgl. Lange und Berner 2010, S. 666ff.)

5.3 Gerade Sandwichbalken unter Beanspruchungen in Elementebene Straight sandwich panels under axial loads

Obwohl jedes Sandwichelement für sich eine hohe Dehnsteifigkeit in Längsrichtung sowie Schubsteifigkeit in Ebene der Deckschichten besitzt, spielen die Beanspruchungen in Richtung der Bauteilachse in der Regel eine untergeordnete Rolle. Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt 5.2 beschrieben, sind die Normalkraftbeanspruchungen, zum Beispiel aus Bauteileigengewicht in der Wand oder dem Dachschub und Dachebene, aufgrund des geringen Eigengewichts der Bauteile sowie der kleinen Dachneigungen gering und werden in der Regel stetig, also verteilt über alle Verbindungen, in die Unterkonstruktion eingeleitet.

Weiter besitzen die üblicherweise ausgeführten Schraubenverbindungen hinsichtlich Scherbeanspruchungen weder eine große Tragfähigkeit (vgl. Kilian et al. 2015, Bild 10) noch eine große Steifigkeit (vgl. Kunkel und Lange 2017, Bild 14), wodurch große axiale Belastungen mit diesen Verbindungen schwer in die Bauteile eingeleitet werden können. Mit großen Scherbeanspruchungen üblicher Konstruktionsdetails gehen somit stets auch große Verformungen einher. Die Ursache für die geringen Schertragfähigkeiten und -steifigkeiten von sichtbaren oder verdeckten Schraubenverbindungen sind vor allem die im Sandwichbau üblichen geringen Deckschichtdicken und die daraus resultierende geringe Lochleibungstragfähigkeit der Verbindung. Gleichzeitig auftretende Zugbeanspruchungen können das Tragverhalten in dieser Ebene zusätzlich negativ beeinflussen (s. Kilian et al. 2015, Bild 12). Im Falle von indirekten Befestigungen mit Hilfe von Formteilen im Bereich der Längsfuge können Lasten in Bauteillängsrichtung sogar ausschließlich über die aus dem Anpressdruck in der Fuge aktivierte Reibung zwischen Sandwich und Anschlussbauteil übertragen werden.

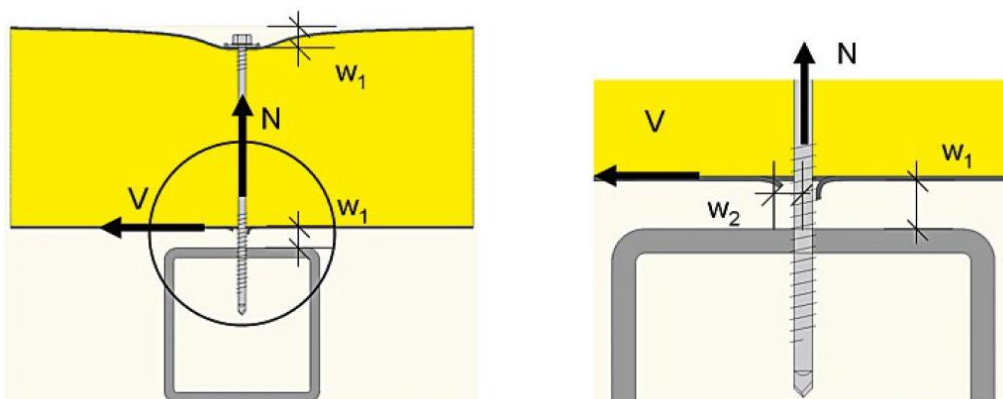


Abbildung 5-3: Lastabtragsmechanismus von Scherkräften in Schraubenverbindungen (Kilian et al. 2015, Bild 7)

Figure 5-3: Load-bearing mechanism of a sandwich screw connection (Kilian et al. 2015, Fig. 7)

Ungeachtet dessen sind die hohen Steifigkeiten und Tragfähigkeiten der Sandwich-elemente in Elementebene insbesondere für die Ausbildung von Scheiben beziehungsweise Schubfeldern interessant und wurden unter anderem von Hörnel-Metzger und Naujoks (2015), Käpplein (2016) und Kunkel und Lange (2017) untersucht. Diese Sandwichelemente könnten so zum einen für die Aussteifung eines Gebäudes oder Gebäudeteilen und zum anderen für die Haltung von stabilitätsgefährdeten Bauteilen in der Unterkonstruktion herangezogen werden. Die Tragfähigkeit von Wandelementen in axialer Richtung ist ebenfalls für den kontinuierlichen Abtrag vertikaler Lasten beispielsweise aus nicht allzu weit gespannten Dach- oder Deckenkonstruktionen interessant (vgl. Hörnel-Metzger und Naujoks 2015; Käpplein 2016). In Bereichen, in denen die Sandwich-Wandelemente zusätzlich den axialen Lastabtrag übernehmen würden, könnten so kostenintensive Primär- sowie Sekundärkonstruktionen unterhalb der Sandwichkonstruktion entfallen.

Unter der Voraussetzung, dass beide Deckschichten des Querschnitts an die lastweiterleitenden Bauteile angeschlossen sind, würden unter axialer oder unter Scheiben-Beanspruchung in Bauteilebene keine planmäßigen Schubbeanspruchungen im Kernmaterial auftreten. Schubbeanspruchungen würden in solchen Fällen lediglich durch Imperfektionen der Bauteile und des Bauwerks hervorgerufen. Die auftretenden Verformungen in Scheibenrichtung resultieren bei Bauteilen mit ebenen oder quasi-ebenen Deckschichten also nahezu ausschließlich aus den Dehn- und Schubsteifigkeiten der Deckschichten und der Nachgiebigkeit der Verbindung mit den lastweiterleitenden Bauteilen (vgl. Käpplein 2016, S. 63). Planmäßige Schubverformungen aus kurzzeitig wirkenden Lasten, wie auch Kriechverformungen aus dem Langzeitverhalten des PU-Hartschaums würden so weitgehend umgangen. (vgl. Jungbluth 1972, S. 502)

Unter diesem Gesichtspunkt wäre es also zielführend insbesondere Schubbeanspruchungen aus ständigen Einwirkungen zu vermeiden und die Beanspruchungen hieraus möglichst über Membrankräfte in den Deckschichten abzutragen. Eine Möglichkeit hierzu wäre die Ausbildung von Bogentragwerken oder gekrümmten Flächentragwerken, wie beispielsweise die Kuppel von Otto Jungbluth.

5.4 Einfeldträger aus gekrümmten Sandwichelementen Simply supported curved sandwich panels

Das Tragverhalten des Querschnitts gekrümmter Sandwichbalken, wie auch die Versagensmechanismen, unterscheiden sich grundsätzlich nicht von denen gerader Sandwichelemente. Wie bereits im Abschnitt 5.1 beschrieben ist auf Querschnittsebene dabei grundsätzlich zwischen Bauteilen mit biege- und schubschlaffen Deckschichten und Bauteilen mit biege- und schubsteifen Deckschichten zu unterscheiden. Diese Eigenschaften beeinflussen die Verteilung der Biege- und Schubbeanspruchungen innerhalb des Querschnittes (vgl. Abschnitt 5.1).

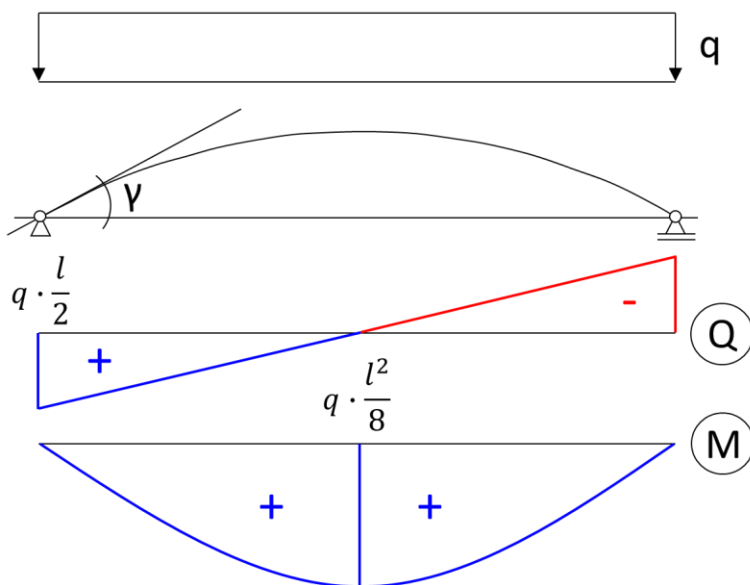


Abbildung 5-4: Schnittgrößenermittlung am projizierten Ersatzträger

Figure 5-4: Internal forces distribution of the projected single span

Wird ein gekrümmter Sandwichbalken statisch bestimmt durch ein zweiwertiges an einem und durch ein horizontal verschiebliches Lager an dem anderen Stabende gelagert, können die Schnittgrößen aus vertikal wirkenden Lasten am projizierten Ersatzträger bestimmt werden (s. Abbildung 5-4). Die ermittelten Größen können mit Hilfe der Winkelbeziehung zwischen den Stabachsen des gekrümmten und des projizierten Ersatzträgers an jeder Stelle im System bezogen auf die jeweils andere Bezugsachse umgerechnet werden.

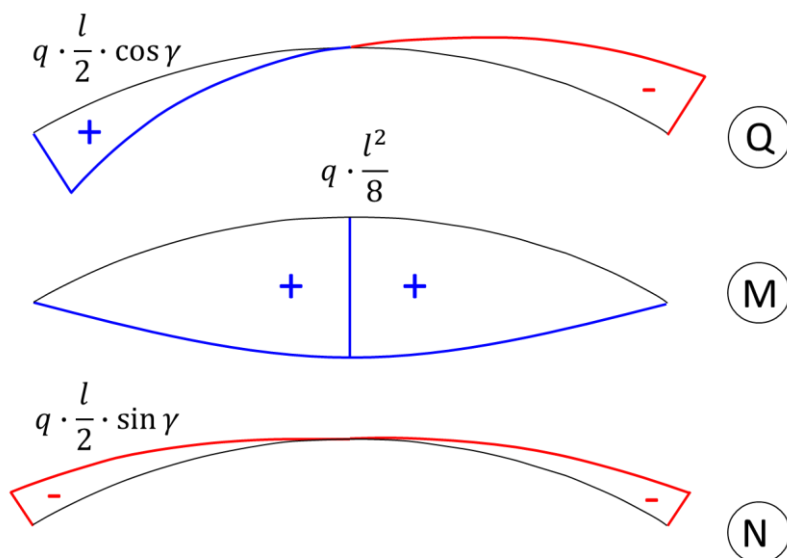


Abbildung 5-5: Umrechnungsbeziehung mit Hilfe der Winkelbeziehung

Figure 5-5: Determination of the internal forces distribution based on the projected single span

Durch diesen Zusammenhang wird deutlich, dass sich das Tragverhalten der beiden Träger auf Systemebene sehr wohl unterscheidet, da sich aus der Umrechnung der projizierten Querkräfte entlang der geneigten Stabachse des gekrümmten Elements

sowohl Quer- als auch Normalkräfte ergeben (s. Abbildung 5-5). Damit einhergehend ändern sich die Anforderungen an die Konstruktion der Auflager grundsätzlich.

Während in den üblichen Auflagerdetails der Sandwichbauweise ein planmäßiger Lastabtrag in der Regel fast ausschließlich senkrecht zur Stabachse des Bauteils stattfindet, müssen die Auflagerkonstruktionen von gekrümmten Sandwichbalken, in Abhängigkeit vom Neigungswinkel der Stabachse im Auflagerpunkt, auch in der Lage sein Lasten in dieser Richtung in die Unterkonstruktion einzuleiten. Dies stellt aufgrund der im Sandwichbau üblicherweise geringen Deckschichtdicken eine große Herausforderung dar (vgl. Abschnitt 5.3). Weiter ist die konstruktive Durchbildung einer horizontal verschieblichen Auflagerkonstruktion, die trotzdem in der Lage ist, die im gekrümmten Sandwichelement wirkende Normalkraft auszuleiten schwer realisierbar. Die entsprechenden Randbedingungen werden im Abschnitt 5.9 noch einmal detailliert diskutiert.

5.5 Bögen aus gekrümmten Sandwichelementen Arches made of curved sandwich panels

Die Schwierigkeit eines der Lager horizontal verschieblich zu realisieren, bietet aus statischer Sicht jedoch auch großes Potential. Wird ein gekrümmter Sandwichbalken an beiden Stabenden durch zweiwertige Auflager unterstützt, stellt sich das Tragverhalten eines Zweigelenkbogens ein. In Abhängigkeit von der Belastung, vom Krümmungsradius und von der Stützweite des Systems kann mit der Stabachse die Stützlinie des Bogens angenähert werden, wodurch der Lastabtrag über Normalkräfte beziehungsweise Membrankräfte in den Deckschichten des Querschnitts dominiert (vgl. Abbildung 5-6). Mit einem mit konstantem Radius gekrümmten Sandwichelement ist ein exaktes Abbilden der Stützlinie unter den im Bauwesen üblichen Lastansätzen zwar nicht realistisch, es kann jedoch davon ausgegangen werden, dass sie gut angenähert werden kann. Als Folge hieraus würden die Biegebeanspruchungen im Querschnitt klein und die Normalspannungen in den Deckschichten bei gleicher Spannweite so deutlich reduziert.

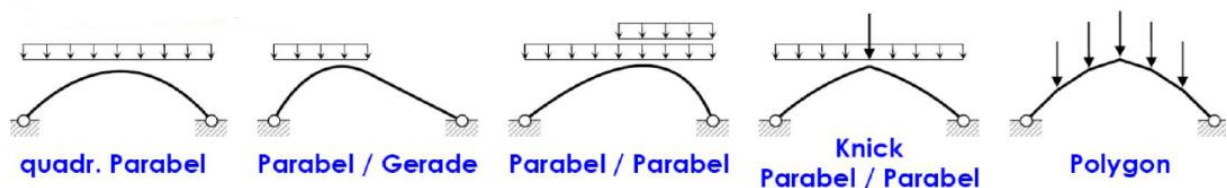


Abbildung 5-6: Stützlinien von Zweigelenkbögen (Zehetmaier, 2018)

Figure 5-6: Pressure lines of two-hinged Arches under different loads

Die Stützlinie eines Bogentragwerkes, lässt sich analog zu der Seillinie unter gleicher Belastung ermitteln. Mit dem Spiegeln der Seillinie eines dehnstarrten Seils entlang der Verbindungsgeraden der Auflager erhält man die Stützlinie eines dehnstarrten Bogens. Da das Eigengewicht der Sandwichelemente im Vergleich zu den einwirkenden veränderlichen Lasten sehr gering ist, wird an dieser Stelle nicht die sogenannte Kettenlinie, sondern die Seillinie unter den Gleichstreckenlasten betrachtet werden. Da in diesem Zusammenhang zunächst übergeordnete Aussagen herausgearbeitet

werden sollen, wird an dieser Stelle zunächst die Seillinie biegeschlaffer und dehnstarrer Seile betrachtet und mit dem Verlauf eines zugehörigen Kreissegments verglichen.

Der Vergleich wird auf Grundlage des Neigungswinkels der Tangente der Stabachse im Auflagerpunkt γ durchgeführt. Hierzu wurde für eine repräsentative Stützweite für jeweils unterschiedliche Verhältnisse zwischen Krümmungsradius und Stützweite der Bogenstich der Kreissegmente errechnet. Anschließend wurde für jeden Fall die Funktion der Seillinie eines Seils mit gleicher Stützweite und gleichem Stich ermittelt und für beide Stabverläufe der Neigungswinkel am Auflager bestimmt. Anschließend wurde die Differenz zwischen diesen beiden ausgewertet. Weiter wurde der Zuwachs der maximalen Seilkraft bezogen auf das Seil mit dem Stich eines Halbkreises ($R/L = 0,5$) bezogen. Die Geometrie der Kreissegmentbögen sowie die Seillinie und die Seilkräfte wurden wie folgt ermittelt:

Kreissegment: (Die Segmentlänge wurde in den Formeln direkt durch die Stützweite L ersetzt.)

$$f = R - \frac{1}{2}\sqrt{4R^2 - L^2} \quad (5-1)$$

$$z(x) = -(R - f) + \sqrt{R^2 - \left(x - \frac{L}{2}\right)^2} \quad (5-2)$$

$$z'(x) = \frac{-\left(x - \frac{L}{2}\right)}{\sqrt{R^2 - \left(x - \frac{L}{2}\right)^2}} \quad (5-3)$$

$$\gamma_B = \tan^{-1} z'(0) \quad (5-4)$$

Seillinie: (Die Gleichungen gelten für ein dehnstarres biegeschlaffes Seil unter Gleichstreckenlast. Der Durchhang f wird gleich dem Bogenstich h gesetzt.)

$$y(x) = \frac{4f}{L^2}x^2 - \frac{4f}{L}x \quad (5-5)$$

$$y'(x) = \frac{8f}{L^2}x - \frac{4f}{L} \quad (5-6)$$

$$\gamma_S = \tan^{-1} y'(0) \quad (5-7)$$

$$H = \frac{qL^2}{8f} \quad (5-8)$$

$$V = \frac{qL}{2} \quad (5-9)$$

$$S_{max} = \sqrt{H^2 + V^2} = H \sqrt{1 + \left(\frac{4f}{L}\right)^2} \quad (5-10)$$

Auswertung: (Die Auswertung erfolgt für die folgenden Parameter:)

L = 10 m, q = 10 kN/m

R/L = {0,50;0,60;0,70;0,75;0,80;0,90;1;2;4;8;16;32}

Die Auswertung der Berechnungen ist in Abbildung 5-8 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Neigung der Auflagertangenten von Halbkreis und Stützlinie um etwa 40 % voneinander abweichen diese Abweichung geht bei einem Kreissegmentbogen mit einer Krümmung von R/L gleich 0,60 bereits auf 20 % zurück bis die Auflagertangenten ab einer Bogenkrümmung von R/L gleich 2,00 etwa gleich groß sind. Weiter ist zu erkennen, dass das Verhältnis der maximalen Seilkräfte mit abnehmender Krümmung nahezu proportional anwächst. Um beide Ergebnisse in einem Bild darstellen zu können wurde der natürliche Logarithmus dieses Verhältnisses über die logarithmisch skalierte Abszisse aufgetragen.

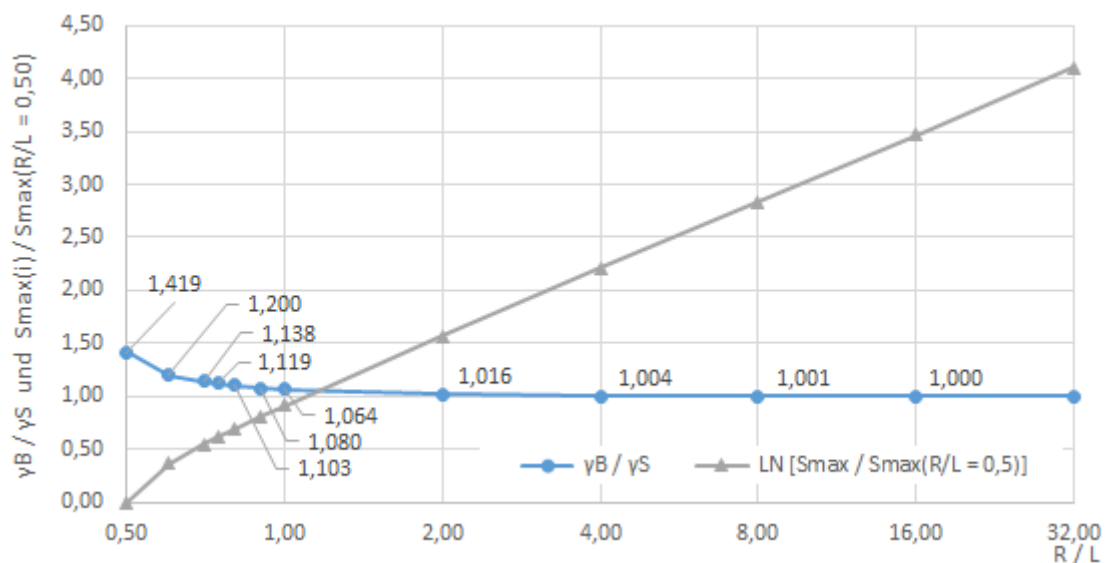


Abbildung 5-7: Kreissegment vs. Stützlinie/Seillinie - γ_B / γ_S und $S_{max}(i) / S_{max}(R/L = 0,50)$

Figure 5-7: Circle segment vs. compression line - γ_B / γ_S und $S_{max}(i) / S_{max}(R/L = 0,50)$

Bei einer Krümmung von R/L gleich 1,00 ist die Seilkraft bereits etwa 2,7mal so groß wie bei einer Krümmung von R/L gleich 0,50. Der Stich des Bogens beeinflusst die Größe der horizontalen Auflagerkräfte analog zu dem Einfluss der statischen Höhe eines Zweipunktquerschnitts, wie zum Beispiel eines Sandwichquerschnitts, die Gurtkräfte beziehungsweise Membrankräfte in den Deckschichten (vgl. Gl. (5-8)). Um diese Abweichungen zwischen Kreissegment und Seillinie besser zu veranschaulichen, wurden die Stabachsen der beiden Systeme in Bildern übereinander gelegt. Eine Übersicht hierzu ist in Abbildung 5-8 dargestellt.

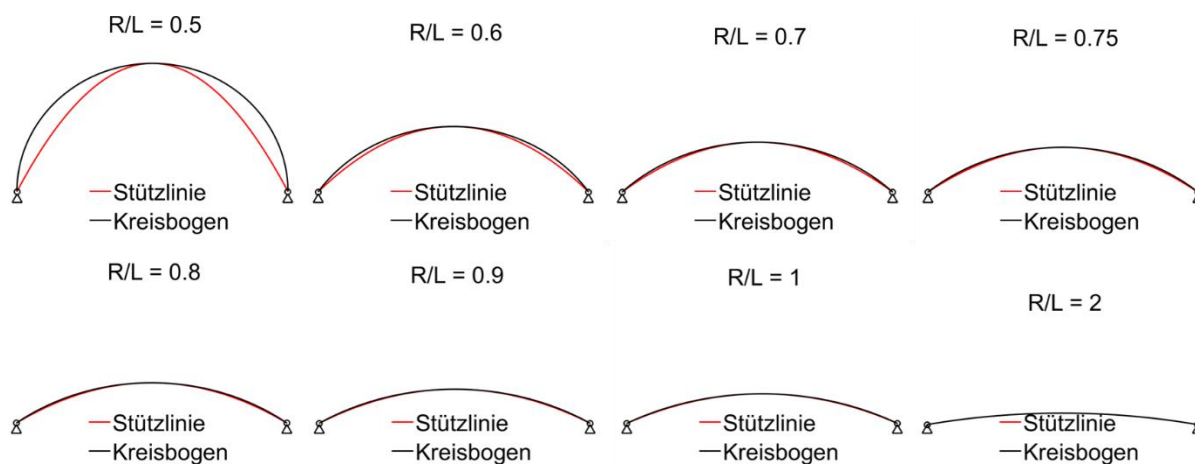


Abbildung 5-8: Bogen vs. Stützlinie - Krümmung $R/L = 0,5$ bis $2,0$

Figure 5-8: Circle segment vs. pressure line – curvature $R/L = 0.5$ up to 2.0

Ein weiterer Vergleich des Halbkreis-Bogens und seiner Stützlinie ist in Abbildung 5-9 dargestellt hier wurde zusätzlich die resultierenden Auflagerkraft qualitativ eingetragen. Der Zusammenhang, dass die resultierende Auflagerkraft stets in Ebene der Auflager-tangente der Stützlinie liegt und der vertikale Anteil der Auflagerkraft unverändert bleibt, macht deutlich, dass die Bogennormalkraft im Bereich des Auflagers mit abflachendem Neigungswinkel deutlich anwächst (vgl. Abbildung 5-7).

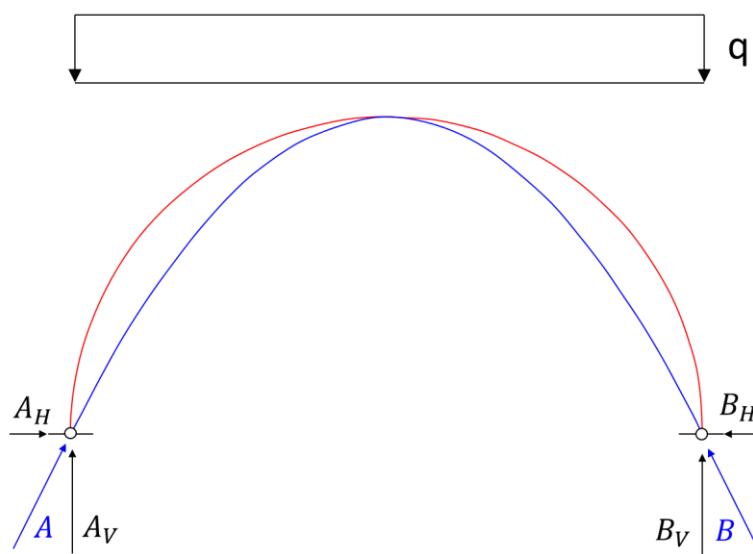


Abbildung 5-9: Auflagerreaktionen - Halbkreis-Bogen vs. Stützlinie

Figure 5-9: Reaction forces - circle segment vs. pressure line

Abbildung 5-8 zeigt, dass für Bögen mit einer kreisförmig gekrümmten Stabachse unter Gleichstreckenlast nicht abgeleitet werden kann, dass bei dem größten Stich, also im Falle eines Halbkreis-Bogens auch die geringsten Beanspruchungen auftreten. Dieser Zusammenhang würde nur gelten, wenn die Stabachse der Funktion exakt der Stützlinie folgen würde und die Beanspruchungen so ausschließlich über Normalkräfte abgetragen würden. In Abbildung 5-7 wurde anhand der Abweichungen der Tangenten-neigungen von Stabachse und Stützlinie gezeigt, dass dies insbesondere bei stark gekrümmten Sandwichelementen nicht der Fall ist. Aus der Größe der Abweichung

dieses Winkels lässt sich somit qualitativ auf die Größe der Biegebeanspruchungen des Bogens im Bereich einer Krümmung von $0,5 \leq R/L \leq 2$ zurückschließen.

Die geringsten Beanspruchungen werden somit in einem gekrümmten Sandwichelement entstehen, dessen Stich möglichst groß ist, sodass verhältnismäßig kleine Bogennormalkräfte auftreten, die Krümmung jedoch wiederum nur so groß ist, dass sich die Abweichungen zwischen dem Verlauf des Kreissegmentes und der Stützlinie im Rahmen halten. Es wird vermutet, dass die Sandwichelemente mit einer Krümmung R/L zwischen 0,7 und 1 etwa diese Voraussetzung erfüllen. Dieser Zusammenhang wird jedoch auch im Rahmen der Auswertung der Parameterstudie noch einmal aufgegriffen und ausführlicher ausgeführt werden.

Auch Berner hat sich mit dem Einfluss der horizontalen Fixierung des zweiten Auflagers auseinander gesetzt und stellt ebenfalls das Potential dieser Systeme im Hinblick auf die Erhöhung der Tragfähigkeit heraus (vgl. Berner 2010, S. 322ff.). Die Reduzierung von Biegebeanspruchungen im System erhöht das Potential im Hinblick auf die realisierbaren Spannweiten zusätzlich, da diese Schubbeanspruchungen im Kernmaterial erzeugen (vgl. Stamm und Witte 1974, S. 18). Aufgrund der Tatsache, dass die im Sandwichbau eingesetzten Hartschäume fortwährend kriechen, also kein Endkriechmaß besitzen, wachsen die Verformungen unter ständigen Lasten fortwährend an. (vgl. Jungbluth 1972, S. 502)

5.6 Querschnittsversagen von Sandwichelementen **Failure modes of sandwich panels**

Die Tragfähigkeit des Verbundquerschnitts des Sandwichelements kann durch unterschiedliche Versagensarten limitiert werden. So können beispielsweise die einzelnen Schichten des Querschnitts versagen, oder der Verbund zwischen diesen. Das Versagen eines Sandwichquerschnittes mit einem Kern aus PU-Hartschaum lässt sich in der Regel auf einen der folgenden Mechanismen, oder auf eine Kombination aus diesen zurückführen:

1. Versagen der Deckschicht infolge Überschreitung der Streckgrenze,
2. Stabilitätsversagen der Deckschicht infolge Überschreitung der Knitterspannung,
3. Stabilitätsversagen der Deckschicht infolge Überschreitung der Knitterspannung im Bereich von Lasteinleitungen in Deckschichtrichtung (Krüppeln),
4. Versagen der Kernschicht infolge Überschreitung der Schubtragfähigkeit,
5. Versagen der Kernschicht infolge Überschreitung der Druckbeanspruchung durch Querdruck,
6. Versagen des Verbundes zwischen Deck- und Kernschicht (Delamination).

Unter der Verwendung der beispielsweise durch den IFBS veröffentlichten Leitdetails sowie unter Einhaltung der in der DIN EN 14509 geforderten Mindestwerte, tritt bei den heute eingesetzten Sandwichelementen mit einem Kern aus PU-Hartschaum im Grenzzustand der Tragfähigkeit in der Regel Knitterversagen ein (vgl. Stamm und Witte 1974, S. 5). Da diese Annahme jedoch nicht ohne weiteres auf die angestrebte neue Bauweise übertragen werden kann, sollen die Hintergründe der aufgeführten Versagensarten im Folgenden noch einmal genauer betrachtet werden.

Eine Konstruktion kann weiter durch das Erreichen der Traglast von Verbindungsmitteln, oder des Bauteils im Bereich der Verbindungsmittel versagen. Auf die mechanischen Hintergründe hierzu soll in diesem Bericht jedoch nicht genauer eingegangen werden. Allerdings wird dieser Punkt im Rahmen der statischen Bewertung der entwickelten Auflagerkonstruktionen noch einmal aufgegriffen.

5.6.1 Querschnittsversagen der Deckschichten Failure modes of the face sheets

Wird in einer der Deckschichten die Streckgrenze erreicht, geht man im Sandwichbau davon aus, dass der Grenzzustand der Tragfähigkeit erreicht ist. Aufgrund der geringen Blechdicken werden die Spannungen im Querschnitt dabei grundsätzlich unter Annahme einer elastischen Spannungsverteilung mit Hilfe des Profilmittellinienmodells ermittelt. Dies bedeutet, dass die Eigenbiegesteifigkeit der ebenen beziehungsweise quasi-ebenen Deckschichten vernachlässigt wird (vgl. Abbildung 5-1). Im Anhang E der DIN EN 14509 werden zur Ermittlung der Spannungen infolge Biegung die Formeln (E.12a, b bis E.14a, b) angegeben:

$$\sigma_{F1} = \frac{-N_{F1}}{A_{F1}} = -\frac{M_S}{eA_{F1}}; \sigma_{F2} = \frac{N_{F2}}{A_{F2}} = \frac{M_S}{eA_{F2}} \quad (5-11)$$

$$\sigma_{F11} = \sigma_{F1} - \frac{M_{SF1}}{I_{F1}} d_{11}; \sigma_{F12} = \sigma_{F1} + \frac{M_{SF1}}{I_{F1}} d_{12} \quad (5-12)$$

$$\sigma_{F21} = \sigma_{F2} - \frac{M_{SF2}}{I_{F2}} d_{21}; \sigma_{F22} = \sigma_{F2} + \frac{M_{SF2}}{I_{F2}} d_{22} \quad (5-13)$$

Wird ein Sandwichelement zusätzlich durch eine Normalkraft beansprucht kann diese im Rahmen der Formeln (5-11) bis (5-13) berücksichtigt werden, indem N_{F1} beziehungsweise N_{F2} als Summe der beiden Kräfte aus dem Kräftepaar des Moments und dem Anteil der Normalkraft ermittelt wird. Die Normalkraft teilt sich dabei entsprechend des Verhältnisses der Dehnsteifigkeiten der beiden Deckschichten auf. Unter der Vorgabe, dass eine Druckkraft ein negatives Vorzeichen erhält, ergeben sich die erweiterten Formeln E.12a und E.12b für ein durch Biegung und Druck beanspruchtes Element somit zu:

$$\sigma_{F1} = -\frac{M_S}{eA_{F1}} + \frac{N}{A_{F1}} * \frac{A_{F1}E_{F1}}{A_{F2}E_{F2}}; \sigma_{F2} = -\frac{M_S}{eA_{F2}} + \frac{N}{A_{F2}} * \frac{A_{F2}E_{F2}}{A_{F1}E_{F1}} \quad (5-14)$$

Würden beide Deckschichten, wie allgemein üblich, aus dem gleichen Material hergestellt, kürzen sich die beiden E-Moduln heraus und die Gleichung vereinfacht sich entsprechend.

5.6.2 Knitter- und Krüppelversagen der gedrückten Deckschicht **Wrinkling and crippling failure of the face sheet under compression**

Als Knittern wird das lokale Beulversagen der gedrückten Deckschicht im „ungestörten Bereich“ des Querschnitts bezeichnet, die durch den Sandwichkern stabilisiert, also gebettet wird. Knittern kann weiter in „gestörten Bereichen“, wie beispielsweise durch Querdruck im Bereich von Zwischenlagern von statisch unbestimmten Mehrfeldträgern oder im Bereich von Lasteinleitungen, eintreten. Ein analytischer Ansatz zu Ermittlung der ideellen Knitterspannung für ebene Deckschichten wird unter anderem von Stamm und Witte (1974, S. 198 ff.) unter folgenden Annahmen hergeleitet:

1. Das Materialgesetz des Kerns wird als linear-elastisch und isotrop definiert;
2. Die Deckschichten werden ebenfalls mit linear-elastischem, isotropen Material abgebildet, haben einen konstanten, ebenen und hinreichend dünnen Querschnitt und sind in x-Richtung unendlich ausgedehnt;
3. Die Normalkräfte in x- und y-Richtung sind über den betrachteten Plattenbereich konstant und mindestens eine der beiden ist eine Druckkraft.

Die Autoren räumen allerdings bereits im Vorwege unter anderem folgende Ungenauigkeiten beziehungsweise Näherungen hinsichtlich der gewählten Randbedingungen ein:

- Bei dem Kernmaterial handelt es sich um ein anisotropes Material.
- Das Kernmaterial weist in der Regel unterschiedliche E-Moduln unter Druck und Zugbeanspruchungen auf. Die Knitterspannung ist daher mit Hilfe des Mittelwerts der Beiden zu bestimmen.

Im Anschluss an die Hintergründe zu Ermittlung der ideellen Knitterspannung werden weiter die Erkenntnisse von Untersuchungen zu dem Sonderfall des Stabilitätsversagens im Bereich einer Lasteinleitung einer axialen Druckkraft in die Deckschicht, dem Krüppeln, beschrieben, da diese für das Konstruieren und eine umfassende Bewerten der Auflagerkonstruktionen von Bogentragwerken benötigt werden.

5.6.2.1 Ermittlung der Knitterspannung **Determination of the wrinkling stress**

Da das Ziel ist, Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen mit ebenen oder quasi-ebenen Deckschichten herzustellen und dabei nach Möglichkeit auch einen biaxialen Lastabtrag in Rechnung zu stellen, sollen in diesem Abschnitt kurz die von Stamm und Witte (1974, Abs. 8.3.2 und 8.3.3) hergeleiteten Formeln zur Ermittlung der ideellen Knitterspannung einer x- und y-Richtung sehr ausgedehnten Sandwichplatte wiedergegeben werden. Der Fall einer in x-Richtung sehr ausgedehnten und in y-Richtung begrenzten Sandwichplatte, wie etwa für Querschnittsteile einer profilierten Deckschicht vorliegen würde, wird hier nicht weiter betrachtet. Die ideale Knitterspannung wird ohne Berücksichtigung von Imperfektionen der Deckschichten hergeleitet. Sie gilt unter den zu Beginn des Abschnitts aufgeführten Annahmen.

Die ideale Knitterspannung bei dicker Kernschicht wird von Stamm und Witte (1974, S. 210ff.) unter der Annahme hergeleitet, dass die Bettungen der Deckschichten sich aufgrund des dicken Kerns nicht gegenseitig beeinflussen. Die Differentialgleichung für die Knitterspannung liefert so Lösungen für die folgenden Fälle:

$\sigma_x > \sigma_y$ Die Knitterspannung und die Knitterwellenlänge ergeben sich zu:

$$\sigma_{xk} = \frac{3}{2t_F} \sqrt[3]{2K_C^2 B_F}; \alpha_x = \pi \sqrt[3]{\frac{2B_F}{K_C}} \quad (5-15)$$

mit:

$$B_F = \frac{E_F t_F^3}{12(1 - \nu_F^2)} \quad (5-16)$$

$$\sigma_{xk} = \frac{3}{2t_F} \sqrt[3]{2K_C^2 B_F}; \alpha_x = \text{keine eindeutige Lösung} \quad (5-17)$$

Für den Fall $\sigma_x < \sigma_y$ empfehlen Stamm und Witte (1974, S.211f.) die Bezeichnung der beiden Achsen zu tauschen und mit den oben genannten Gleichungen zu rechnen. Die Knitterspannung und die Knitterwellenlänge ebener Deckschichten bei dickem Kern ergeben sich zu:

$$\sigma_{xk} = \chi \sqrt[3]{G_C E_C E_F}; \alpha_x = 1,82 t_F \sqrt[6]{\frac{E_F^2}{G_C E_C}} \quad (5-18)$$

mit:

$$\chi = \sqrt[3]{\frac{9(1 - \nu_C)^2}{2(1 + \nu_C)(3 - 4\nu_C)^2(1 - \nu_F^2)}}; \mu = \frac{\pi}{2} \sqrt[6]{\frac{2(1 + \nu_C)(3 - 4\nu_C)^2}{9(1 - \nu_C)^2(1 - \nu_F^2)^2}} \quad (5-19)$$

Stamm und Witte (1974, S. 212) vereinfachen diese Formel nach einer kleinen Parameterstudie hinsichtlich den Werten für χ und μ zu:

$$\sigma_{xk} = 0,82 \sqrt[3]{G_C E_C E_F}; \alpha_x = 1,82 t_F \sqrt[6]{\frac{E_F^2}{G_C E_C}} \quad (5-20)$$

Die ideale Knitterspannung bei dünner Kernschicht kann in Abhängigkeit des Verhältnisses aus der Biegesteifigkeit der Deckschicht und der Kerndicke sowie der Kernsteifigkeit deutlich von der einer dicken Kernschicht abweichen (vgl. Stamm und Witte 1974, Gl. (8.57)):

$$\chi = \frac{K_C h_C^3}{2\pi^3 B_F} \quad (5-21)$$

Der Wert χ aus Gleichung (5-21) darf nicht mit dem aus Gleichung (5-19) verwechselt werden. Da sich die Bettungen der beiden Deckschichten bei dünnen Kernschichten beeinflussen, ist die Knitterspannung weiter davon abhängig, ob das Sandwichelement durch eine Druckkraft oder ein Biegemoment beansprucht wird (vgl. Stamm und Witte 1974, Tab. 8.4). Stamm und Witte (1974, Tab. 8.4) stellen eine Parameterstudie für den Fall $\nu_c = 0$ vor. Dort stellen die Abweichungen zwischen den Ergebnissen für eine dicke und eine dünne Kernschicht für ein druck- und ein biegebeanspruchtes Sandwichelement dar. Aus der Grenzbedingung, dass die Abweichungen nicht größer als 5 % sein sollen arbeiten sie folgende Grenzkriterien heraus:

Tabelle 5-1: Grenzkriterien – Dicke oder dünne Kernschicht (Stamm und Witte 1974, Tabelle 8.5)

Table 5-1: Limit values for thick or thin core materials (Stamm und Witte 1974, Table 8.5)

Kernschicht ist	dicke	dünn
bei reinem Druck	$\chi \geq 2,90$	$\chi < 2,90$
bei reiner Biegung	$\chi \geq 0,32$	$\chi < 0,32$

Im Rahmen dieses Projektes soll eine Parameterstudie zu Bogentragwerken aus Sandwichelementen durchgeführt werden. Die Gleichung (5-21) soll für einen beispielhaften Fall unter Einsetzen von χ größer gleich 2,90 und folgenden Werten für die Biegesteifigkeit der Deckschichten B_F und die Bettung der Deckschichten K_C nach h umgestellt werden. Das Sandwichelement soll Stahldeckschichten mit einer Dicke $t_{F,nom}$ gleich 0,46 mm, einem E-Modul E_F von 210.000 N/mm² und einer Querdehnzahl von ν_F von 0,30 haben. Der Kern soll einen Schubmodul G_C und einen E-Modul E_C von 2,50 N/mm² haben. Die Querdehnzahl ν_c wurde dabei in Anlehnung an Stamm und Witte (1974, S.215) zu 0 gesetzt:

$$B_F = \frac{E_F t_F^3}{12(1 - \nu_F^2)} = \frac{210.000 * 0,46^3}{12(1 - 0,3^2)} = 1871,85 \text{ Nmm}^2$$

$$K_C = \frac{2(1 - \nu_c)}{3 - 4\nu_c} \sqrt{\frac{2G_C E_C}{1 + \nu_c}} = \frac{2(1 - 0)}{3 - 4 * 0} \sqrt{\frac{2 * 2,5 * 3,0}{1 + 0}} = 2,58 \text{ N/mm}^2$$

Der Grenzwert der Elementdicke, ab der eine dicke Kernschicht vorliegt ergibt sich für ein rein druckbeanspruchtes Bauteil zu:

$$h_c \geq \sqrt[3]{\frac{\chi 2\pi^3 B_F}{K_C}} = \sqrt[3]{\frac{2,90 * 2\pi^3 B_F}{K_C}} = 50,7 \text{ mm}$$

Für den Fall, dass das gleiche Element auf Biegung beansprucht wird, ist $\chi \geq 0,32$ einzusetzen. Der Grenzwert, ab dem die Bettung der Kernschichten sich nicht gegenseitig beeinflusst, ergibt sich zu:

$$h_c \geq \sqrt[3]{\frac{\chi 2\pi^3 B_F}{K_C}} = \sqrt[3]{\frac{0,32 * 2\pi^3 B_F}{K_C}} = 24,3 \text{ mm}$$

Gemäß der Berechnung könnte man für die vorgestellte Parameterkombination davon ausgehen, dass sich die Bettung von Bauteilen ab einer Dicke von etwa 50 mm nicht gegenseitig beeinflusst.

Die ideale Knitterspannung bei gekrümmten Sandwichelementen – In der Literatur finden sich einige Ansätze zur Ermittlung der Knitterspannung bei gekrümmten Sandwichelementen. Allerdings wird hier oft nur der Fall betrachtet, dass das Sandwich quer zur Beanspruchungsrichtung gekrümmt ist (vgl. Zenkert 1997, S. 211ff.). Ermittelt man für die Parameter des vorangegangenen Beispiels die Knitterwellenlänge, unter Verwendung der vereinfachten Formel von Stamm und Witte (1974, S. 212), ist erkennbar, dass diese im Vergleich zur Stützweite klein ist:

$$\alpha_x = 1,82 * 0,46 * \sqrt[6]{\frac{210.000^2}{2,5 * 3,0}} = 35,6 \text{ mm}$$

Es kann davon ausgegangen werden, dass der Einfluss der im Rahmen dieses Projektes untersuchten Krümmungen auf dieser kurzen Länge vernachlässigbar gering ist (vgl. Zenkert 1997). Diese These soll jedoch im Rahmen des Abschnitts 6.3.3 noch einmal aufgegriffen werden. Die ideale Knitterspannung der gekrümmten Bauteile soll auf analytischem Wege daher ebenfalls mit den Formeln nach Stamm und Witte (1974) ermittelt werden.

Die Knitterspannung nach DIN EN 14509 darf mit einem vereinfacht reduzierten Faktor χ von 0,5 bestimmt werden. Die ideale Knitterspannung nach Stamm und Witte (1974) wird dabei um 40 % reduziert:

$$\sigma_w = 0,5 \sqrt[3]{G_C E_C E_F} \quad (5-22)$$

Hintergrund ist, dass die im Bauwesen verwendeten dünnen Deckschichten der Sandwichelemente nicht perfekt eben sind. Aufgrund der realisierbaren Herstellungsgenauigkeiten haben die Bauteile Imperfektionen, die abhängig vom Hersteller unterschiedlich stark ausgeprägt sein können. Stamm und Witte (1974, S. 225) zeigen, dass eine Berechnung der Traglast nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung einer sinusförmigen Vorverformung der Deckschicht, deren Wellenlänge der Knitterwellenlänge entspricht (s. Gl. (5-18)) und einem Stich von einem Prozent dieser Länge, zu der in Gl. (5-22) aufgeführten Versagensspannung führt:

$$\frac{W_1}{\alpha_x} = 0,01$$

Stamm und Witte (1974, S. 225) weisen in diesem Zusammenhang darauf hin, dass diese Imperfektionsansatz voraussichtlich ungünstiger ist als die tatsächlich vorliegenden Vorverformungen. Bei einem Stich von einem Promille ergibt sich der Vorfaktor nach ihnen zu 0,77.

Kurpiela (2013, Tab. 4.8) hat in ihrer Arbeit Messungen zur Ermittlung des Stiches der Vorkrümmung durchgeführt und kommt für ebene Deckschichten auf einen Stich von 0,20mal der Deckschichtdicke. Für das gleiche Parameterbeispiel, was bereits für das Abgrenzungskriterium zwischen dicker und dünner Deckschicht verwendet wurde, ergibt sich damit folgende Ersatzimperfektion:

$$\alpha_x = 1,82 t_F \sqrt[6]{\frac{210.000^2}{2,5 * 3,0}} = 1,82 * t_F * 42,48$$

$$\frac{W_1}{\alpha_x} = \frac{0,20 * t_F}{77,32 * t_F} = 0,0026$$

Gemäß den Ergebnissen von Kurpiela (2013) ergibt sich für diesen Fall somit ein Stich von 2,5 Promille. Berner et al. (2006) führen optische Messungen an knitternden Deckschichten durch und bestätigen dabei den von Linke (1978, Abbildung 1.6/3) angegebenen Stich der Knitterwelle von:

$$\frac{W_1}{\alpha_x} = \frac{1}{500} = 0,002$$

Beide Werte liegen somit in der gleichen Größenordnung. Mit dem Stich nach Linke würde sich der Vorfaktor nach Stamm und Witte (1974, Gl. 8.79) wie folgt ergeben:

$$\sigma_{xT} = \frac{1}{1 + 3 \frac{W_1 \sqrt{G_C E_C}}{\alpha_x f_{ct}}} \sigma_{xk} = \frac{1}{1 + 3 * 0,002 * \frac{\sqrt{2,5 * 3,0}}{0,06}} \sigma_{xk} = 0,79 \sigma_{xk}$$

Mit einer Zugfestigkeit des Kerns von 0,06 N/mm² ergibt sich der Vorfaktor χ zu:

$$\sigma_{xT} = 0,79 * 0,82^3 \sqrt{G_C E_C E_F} = 0,65^3 \sqrt{G_C E_C E_F}$$

Die resultierende Gleichung passt gut zu der Formel, die unter anderem auch in den Empfehlungen der ECCS TWG 7.9 (1991, Gl. A5.7) wiederzufinden ist. Dort wird der Faktor χ ebenfalls mit 0,65 angegeben.

5.6.2.2 Ermittlung der Krüppelspannung Determination of the crippling stress

Das Krüppeln¹ stellt eine Sonderform des Knitterns im Bereich von Lasteinleitungen an freien Deckschichträndern dar. Die ideelle Krüppelspannung wird von Käpplein (2016, S. 125ff.) als die Hälfte der ideellen Knitterspannung hergeleitet. Dabei setzt sie voraus, dass eine dicke Kernschicht vorliegt (Käpplein 2016, S.105) und sich die Bettungen der beiden Deckschichten so nicht gegenseitig beeinflussen. Diese Annahme kann für das im vorangegangenen Abschnitt 5.6.2.1 vorgestellte Beispiel bestätigt werden. Unter der Vereinfachung, dass beim Krüppeln trotz unsymmetrischer Krüppelwellenfigur eine konstante Bettung vorliegt, kann die Krüppelwellenlänge wie folgt angenähert werden:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{1}{2} \sigma_{cr,w} = \frac{1}{A_F} \sqrt[3]{\frac{3}{4} E_F I_F G_C E_C}; \quad \alpha_c = 1,15 \alpha_w = 1,15 \pi \sqrt[6]{\frac{9 E_F I_F^2}{2 G_C E_C}} \quad (5-23)$$

Die Krüppelspannung wird von Käpplein (2016, S. 134ff.) weiter ausführlich hinsichtlich der im Rahmen eines Tragsicherheitsnachweises anzusetzenden Imperfektionen untersucht. Hierzu betrachtet sie zunächst den Einfluss der Vorkrümmungen (Käpplein 2016, S. 134ff.) und befasst sich anschließend mit dem Einfluss der Unebenheiten entlang der Schnittkante (Käpplein 2016, S. 140ff.). Sie kommt zu dem Ergebnis, dass die Tragfähigkeit der Lasteinleitung am Ende der Deckschichten mit Hilfe der folgenden Gleichungen nachgewiesen werden kann:

$$\sigma_{c,UE} = \chi_{K,k} \chi_c f_{y,F} \quad (5-24)$$

mit:

$$\chi_{K,k} = \frac{1}{\lambda_1} \left(2,50 + 0,48 \frac{1}{mm} \alpha_c \right) \quad (5-25)$$

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E_F}{f_{y,F}}} \quad (5-26)$$

und

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1 \quad (5-27)$$

$$\phi = 0,5 [1 + \alpha (\bar{\lambda}_c - 0,2) + \bar{\lambda}_c^2] \quad (5-28)$$

¹ Der Begriff wurde in der Sandwichbauweise von Käpplein (2016, S. 123ff.) für die Unterscheidung mit dem Knittern eingeführt.

$$\alpha = \frac{1 + \chi_w \bar{\lambda}_w^2 (\chi_w - 1) - \chi_w}{\chi_w (\bar{\lambda}_w - 0,2)} \geq 0 \quad (5-29)$$

$$\chi_w = \frac{\sigma_w}{f_{y,F}} \quad (5-30)$$

(mit σ_w aus Zulassungsversuchen)

$$\bar{\lambda}_w = \sqrt{\frac{f_{y,F}}{\sigma_{cr,w}}} \quad (5-31)$$

$$\bar{\lambda}_{wc} = \sqrt{2} * \bar{\lambda}_w \quad (5-32)$$

5.6.3 Versagen der Kernschicht Failure of the core

Da von der Kernschicht, abgesehen von lokalen Pressungen aus Querdruck, ausschließlich die Querkraftbeanspruchungen abgetragen werden müssen, ist für den Kern gemäß DIN EN 14509, Abs. E.7.2.6 eine ausreichende Schubtragfähigkeit nachzuweisen. Die Schubfestigkeit f_{cv} wird in der Regel gemäß DIN EN 14509, Gl. (A.5) anhand der Ergebnisse des Schubversuches bestimmt. Die einwirkende Schubspannung für einen Sandwichbalken kann nach DIN EN 14509, Gl. (E.15) bestimmt werden. Sie ergibt sich aus der einwirkenden Querkraft geteilt durch die Kernfläche:

$$\tau_c = \frac{V_s}{eB} \quad (5-33)$$

Wird der Kern wie im Forschungsprojekt angestrebt sowohl in die x- als auch in die y-Richtung beansprucht, können die in den beiden Beanspruchungsrichtungen auftretenden Kräfte in eine Resultierende umgerechnet werden. In dem entsprechend gedrehten Schnitt kann der Schubwiderstand der vorhandenen Fläche ermittelt und der Einwirkung gegenüber gestellt werden.

5.6.4 Versagen des Verbundes zwischen Deck- und Kernschicht Delamination of the face sheets and the core

Das Versagen des Verbundes oder der Verklebung zwischen Deck- und Kernschicht wird als Delamination bezeichnet. Dieser Fall ist insbesondere bei Sandwichelementen mit Waben-Kernen bis heute Gegenstand vieler Untersuchungen. Bei Kernen mit wabenartigen Strukturen, können beispielsweise durch Temperatur- oder Luftdruckdifferenzen große Gasdrücke innerhalb der Zellen entstehen, die zu einem Verbundversagen führen können (vgl. Krueger 2018). Diese Problematik ist bei feinzelligen PU-Hartschäumen als deutlich unkritischer einzustufen, da beispielsweise hohe Temperaturen in der Regel nur unmittelbar an der äußeren Deckschichten auftreten.

Allerdings können insbesondere deckschichtnahe Lunker in diesem Bereich ähnliche Schwierigkeiten hervorrufen.

Als Lunker bezeichnet man große ungewollte Zellen die das homogene Kontinuum des Schaums analog zu einem Loch im Käse stören (vgl. Käßlein 2016, S.138). Sie entstehen als Einschluss von Luft oder Zellgasen und treten so oft unmittelbar unterhalb der im Herstellungsprozess oben liegenden Deckschicht auf. Bei der Herstellung von Sandwichelementen mit PU-Kern liegt daher üblicherweise die innere Deckschicht oben, da diese im eingebauten Zustand eine nahezu konstante Temperatur hat, während die äußere Deckschicht hohen Temperaturen sowie Temperaturschwankungen ausgesetzt ist.

Daher treten Delaminationen als primärer Versagensmodus bei im Bauwesen eingesetzten Sandwichelementen mit Kernen aus PU-Hartschaum üblicherweise als Schubversagen auf. In Abhängigkeit von der Systemgeometrie treten in einem Sandwichbalken in der Verbundfuge zwischen Kern und Deckschicht die gleichen Schubspannungen auf wie entlang des vertikalen Schnitts. Aufgrund von Spannungsspitzen, die durch Kerben aus den angesprochenen Lunkern in diesem Bereich oder durch Querdruck aus einer Lasteinleitung hervorgerufen werden, kann es zu einem vorzeitigen Versagen in dieser Fuge kommen, bevor ein Schubversagen des Kerns eintritt.

Der Widerstand gegen ein Verbundversagen (Delamination) ist daher in dem versuchstechnisch ermittelten Wert der Schubfestigkeit f_{cv} enthalten (s. Abschnitt 5.6.3). Diese stellt somit den unteren Grenzwert aus Querkraft und Verbundtragfähigkeit dar.

5.7 Bestimmung der Schnittgrößen und Verformungen **Calculation of the internal forces and deformations**

Die Schnittgrößen und Verformungen von Sandwichelementen im Bauwesen werden üblicherweise nach der beispielsweise von Plantema (1966), Allen (1969) sowie Stamm und Witte (1974) hergeleiteten Sandwichtheorie ermittelt. Höhere Genauigkeit, insbesondere bei gedrungenen Sandwichtragwerken, wird mit der von Frostig et al. (1992) hergeleiteten High-Order Sandwich Panel Theory (HSAPT) erreicht.

5.7.1 Berechnungen gerader Sandwichbalken nach Sandwichtheorie **Analysis of plane sandwich panels with the first-order theory**

Die Randbedingungen und Berechnungsverfahren der klassischen Sandwichtheorie² sowie die Entwicklung und Erweiterung der HSAPT wurden von Nelke (2018, S. 13ff.) ausführlich beschrieben. Im Folgenden soll der Unterschied zwischen diesen beiden Berechnungsansätzen kurz anhand der von ihm aus Plantema (1966), Allen (1969) und Stamm und Witte (1974) zusammenfassten Annahmen erläutert werden.

² Die Bezeichnung *klassische Sandwichtheorie* wird von Nelke (2018, S. 13) für die Unterscheidung zu den Theorien höherer Ordnung verwendet. Frostig (1999, S. 5) bezeichnet sie zur Unterscheidung mit der HSAPT als First-Order Theory.

Die Sandwichtheorie wurde unter folgenden Annahmen hergeleitet (vgl. Stamm und Witte (1974, S. 15ff. und 82) und Nelke (2018, S. 14)):

1. Alle Werkstoffe im Querschnitt verhalten sich linear-elastisch.
2. Alle Werkstoffe sind homogen.
3. Die Deckschichten sind eben und parallel zueinander und schubstarr mit dem Kern verbunden.
4. Bei dünnen Deckschichten können Biegebeanspruchungen vernachlässigt werden. In den Deckschichten stellt sich ein Membranspannungszustand ein.
5. Die Schubverformungen in den Deckschichten werden vernachlässigt. Für die Deckschichten gilt die Bernoulli-Hyphothese.
6. Die Biegesteifigkeit des Kerns kann aufgrund der großen Differenz in den Dehnsteifigkeiten der Deckschicht- und Kernwerkstoffe (zugunsten der Deckschichtwerkstoffe) vernachlässigt werden. Die Schubsteifigkeit des Kerns wird berücksichtigt.
7. Der Abstand der Deckschichten bleibt stets gleich. Die Nachgiebigkeit des Kerns in diese Richtung wird somit vernachlässigt.
8. Die Sandwichplatte ist einachsig gespannt und kann als eindimensionales Tragwerk (Balken) betrachtet werden.
9. Die Verformungen sind bezogen auf Abmessungen des statischen Systems klein, sodass eine lineare Beziehung zwischen Verzerrungen und Verschiebungen besteht.

Die genannten Annahmen stellen unterschiedlich starke Vereinfachungen der Realität dar. Die Annahmen 4, 5 und 6 bilden das Tragverhalten nahezu genau ab. Die getroffenen Vereinfachungen beeinflussen die Beanspruchungen und die Deformationsgrößen des Sandwichelements nicht nennenswert. Die Voraussetzung, dass bei den druckbeanspruchten Deckschichten ein Stabilitätsversagen eintritt und die zugehörige kritische Spannung deutlich unterhalb der Fließgrenze des Werkstoffes liegt, kann (1.) für die Deckschichten als eingehalten angesehen werden. Diese Voraussetzung wird von Sandwich-Querschnitten mit ebenen oder quasi-ebenen Deckschichten üblicherweise erfüllt. Bei Elementen mit profilierter Deckschicht ist diese Annahme nicht zwingend eingehalten. Auch für den Kern ist (1.) unter den genannten Voraussetzungen üblicherweise eingehalten. Hier kann es jedoch ebenfalls sein, dass beispielsweise im Bereich von Unstetigkeiten (Auflager oder Lasteinleitungen) große Verformungen im Werkstoff auftreten und diese Voraussetzung entsprechend verletzt wird. In solchen Fällen wäre auch (7.) und (8.) lokal nicht mehr erfüllt (vgl. Nelke 2018, S. 15). Während (2.) von den für die Deckschichten eingesetzten metallischen Werkstoffen in der Regel erfüllt wird, kann es beim PU-Kern bedingt durch den Herstellungsprozess zu Lufteinschlüssen (Lunkern) kommen. Bedingt durch diese Inhomogenitäten kann beispielsweise auch (3.) unzutreffend sein. Die Annahme 9 wird durch die im Bauwesen üblichen Querschnittsgeometrien und Stützweiten hinsichtlich der globalen Verformungen in der Regel eingehalten. Kritischer sind die im Bauwesen üblichen Konstruktionen bezüglich (8.) zu betrachten. So erfüllen die eingesetzten Befestigungen gegen abhebende Beanspruchungen die Bedingung einer in Breitenrichtung stetigen Randbedingung im Falle der direkten Befestigungen nur eingeschränkt und im Falle der indirekten Befestigung nicht.

Die HSAPT wurde entwickelt, da die Sandwichtheorie insbesondere aufgrund der oben genannten Annahme 3 und 7 in vielen Anwendungsfällen im Bereich des Maschinenbaus unbefriedigende Ergebnisse liefert (vgl. Nelke 2018, S. 17f.). Hintergrund ist einerseits der Einsatz abweichender Deckschicht- und Kernwerkstoffe wie beispielsweise glasfaser- oder kohlefaserverstärkte Kunststoffe im Bereich der Deckschichten respektive Polyvinylchlorid-Hartschaum oder Wabenstrukturen im Bereich der Kernmaterialien. Diese abweichenden Werkstoffe gehen ebenfalls mit im Vergleich zum Bauwesen abweichenden Schichtdicken einher (vgl. Nelke 2018, S. 18).

Andererseits weichen die Geometrien der statischen Systeme der im Maschinenbau üblichen Versuchsaufbauten stark von denen im Anhang der in DIN EN 14509 geregelten Versuche ab. Hier sind bezogen auf die Dicke des Sandwichelemente deutlich geringere Spannweiten üblich, sodass nicht verwunderlich ist, dass Frostig et al. (1992) mit der HSAPT die mit der oben genannten Annahme 7 der Sandwichtheorie bricht, die Nachgiebigkeit des Kerns in Dickenrichtung berücksichtigt und so eine steifigkeitsabhängige Veränderung des Abstands der Deckschichten zulässt (vgl. Frostig 1999, S. 5). Diese wurde inzwischen unterschiedlich erweitert, um beispielsweise lokale Effekte wie eine Delamination zwischen Deck- und Kernschicht berücksichtigen zu können (vgl. Nelke 2018, S. 17).

5.7.2 Berechnungen gekrümmter Sandwichbalken nach Sandwichtheorie **Analysis of curved sandwich panels with the first-order theory**

Die Sandwichtheorie wurde wie in Abschnitt 5.7 beschrieben zunächst für die Bemessung gerader Sandwichbalken hergeleitet (vgl. Plantema 1966; Allen 1969; Stamm und Witte 1974). Das Tragverhalten der geraden Sandwichelemente ist grundsätzlich auch auf gekrümmte Sandwichelemente übertragbar. Stein und Mayers (1951) stellen bereits vor Erscheinen dieser Werke eine Theorie zur Berechnung von gekrümmten Sandwich Platten unter der Berücksichtigung kleiner Verformungen vor. Smidt (1996) untersucht das Tragverhalten von biegebeanspruchten gekrümmten Sandwichelementen mit Hilfe von experimentellen und numerischen Methoden. Zenkert (1997, S. 209ff.) widmet eines seiner Kapitel der Analyse von einachsig gekrümmten Sandwich Platten mit konstantem Krümmungsradius basierend auf den Erkenntnissen von Stein und Mayers (1951) und (1952). Die Anwendbarkeit der von ihm angegebenen Formeln ist laut Zenkert an folgende Voraussetzungen gebunden:

1. Alle Werkstoffe sind orthotrop linear-elastisch und homogen.
2. Das Sandwichelement hat einen konstanten Querschnitt und Krümmungsradius.
3. Der Krümmungsradius ist im Verhältnis zur Querschnittsdicke groß.
4. Die Deckschichten des Querschnitts sind dünn, das heißt es kann davon ausgegangen werden, dass sich ein Membranspannungszustand einstellt.
5. Die Schubverformungen in den Deckschichten werden vernachlässigt.
6. Die Biegesteifigkeit des Kerns wird vernachlässigt. Seine Schubsteifigkeit hingegen wird berücksichtigt.
7. Der Abstand zwischen den Deckschichten bleibt stets konstant (vgl. Zenkert 1997, S. 125).
8. Die Verformungen sind klein.

Für die Untersuchung von gekrümmten Sandwichelementen mit biegesteifer Deckschicht verweist er auf Fulton (1965).

Die HSAPT wurde, wie bereits im vorangegangenen Abschnitt beschrieben, hinsichtlich der Abbildung unterschiedlicher Effekte erweitert. Da gekrümmte Sandwichstrukturen im Bereich maschinenbaulicher Anwendungen eher die Regel als eine Ausnahme darstellen, präsentiert Frostig (1999) die Erweiterung der HSAPT für gekrümmte Sandwichelemente mit nachgiebigem Kern in Dickenrichtung, mit der sich weiter nahezu beliebige Randbedingungen abbilden lassen (vgl. Frostig 1999, Figure 2). Merktzettel für Studie Auflagersteifigkeit

5.7.3 Numerische Modelle mit der Methode der Finiten Elemente Numerical modeling with the finite element method

Die Sandwichtheorie für gerade Sandwichbalken steht heute in Form von entsprechender Spezialsoftware wie beispielsweise „SandStat“ oder „PM-Sandwich“ zur Verfügung (vgl. Berner und Raabe 2006, S. 18). Hilfsmittel für eine Näherungslösung nach Sandwichtheorie stellen beispielsweise auch die Bemessungstabellen in der DIN EN 14509 dar, die von Berner und Raabe (2006, S. 19) um einige erläuternde Darstellungen ergänzt wurden. Die is-engineering GmbH stellt auf ihrer Homepage weiter ein kostenfreies Excel-Tool für die Berechnung von Sandwichtragwerken zur Verfügung (Raabe 2011). Diese leicht zugänglichen Arbeitshilfen stoßen jedoch schon bei Mehrfeldträgern unterschiedlicher Stützweite an ihre Grenze und decken so nur einfache Fälle ab. Berner und Raabe (2006, S. 20) und Lange und Berner (2010, S. 670f.) stellen daher auch Modellierungsansätze mit Hilfe von Stabwerksprogrammen vor, die auf Grundlage der Finiten Elemente Methode (FEM) arbeiten.

Die FEM hat sich mit der Weiterentwicklung der Rechenleistung des Personal Computers (PC) mehr und mehr als Alltagswerkzeug für die Tragwerksanalyse entwickelt. Computer-Programme, die auf Grundlage der FEM-Software arbeiten, stehen heute nahezu jedem Tragwerksplaner zur Verfügung. Im Folgenden sollen einige Modellierungsansätze aus der Literatur den in den beiden vorangegangenen Abschnitten 5.7.1 und 5.7.2 beschriebenen Theorien zugeordnet werden.

Die Sandwichtheorie kann im Zweidimensionalen beispielsweise, wie von Berner und Raabe (2006, S. 20) oder Lange und Berner (2010, S. 670f.) beschrieben, mit Hilfe von Stabwerks-Programmen umgesetzt werden. Voraussetzung ist hierfür, dass die Stäbe nach Timoshenko-Balken-Theorie abgebildet werden, um die im Querschnitt auftretenden Schubverformungen zu berücksichtigen. Den Stäben wird dabei die Biegesteifigkeit und die Schubsteifigkeit des Sandwichelementes zugewiesen. Diese Eigenschaften sind über die Stablänge hinweg konstant, es wird also vorausgesetzt, dass die Biegesteifigkeit und somit auch der Abstand der beiden Deckschichten unverändert bleibt. Wird dem Stab ein isotropes linear-elastisches Materialgesetz zugewiesen, entspricht das Modell somit allen Voraussetzungen aus Abschnitt 5.7.1.

Nach diesem Ansatz gibt es weiter die Möglichkeit Sandwichelemente mit biegesteifen Deckschichten zu modellieren. Hierzu werden jeweils zwei oder drei ausreichend fein unterteilte parallele Stäbe modelliert und mittels Scherengelenken miteinander gekoppelt. Ein Stab wird dabei wie im vorangegangenen Absatz beschrieben modelliert und erhält die Biegesteifigkeit aus den Steineranteilen der Deckschichten. Mit dem

anderen Stab beziehungsweise den anderen Stäben wird jeweils die Eigenbiegesteifigkeit und -schubsteifigkeit der profilierten Deckschichten modelliert. So wird eine Aufteilung der Schnittgrößen entsprechend der jeweiligen Steifigkeiten erreicht, allerdings wird dabei abweichend zu Annahme 5 aus Abschnitt 5.7.1 die Schubsteifigkeit der Deckschichten berücksichtigt.

Die HSAPT berücksichtigt abweichend zur Sandwichtheorie eine mögliche Veränderung des Abstandes der beiden Deckschichten. Wird am verformten System Gleichgewicht gebildet, werden so also auch Änderungen in der Biegesteifigkeit berücksichtigt. Naujoks und Misiek (2015) stellen einen ebenfalls zweidimensionalen Modellierungsansatz mit Hilfe von Stabwerksprogrammen vor, der dieser Bedingung gerecht wird. Dabei wird der Kern des Sandwichelementes in Füllstäbe eines Fachwerkes überführt, deren ideelle Querschnittsfläche auf Grundlage des Schub- und E-Moduls der zugehörigen Kernfläche errechnet wird (Hassinen und Misiek 2012, Gl. (3) und (5)). Der Ansatz bietet weiter die Möglichkeit die Eigenbiegesteifigkeit und -schubsteifigkeit biegegesteifer Deckschichten zu berücksichtigen, die als Gurtstäbe des Fachwerkes mit ihrem tatsächlichen Querschnitt modelliert werden können. Naujoks und Misiek (2015, S. 896) zeigen, dass mit diesem Ansatz insbesondere eine komfortable Nachweisführung beispielsweise der Querkrafttragfähigkeit möglich ist.

Heute steht dem in der Baupraxis tätigen Tragwerksplaner üblicherweise FEM-Software zur Verfügung, mit der sogar Volumenkörper diskretisiert werden können. Abweichend zu dem Ansatz von Naujoks und Misiek (2015) ist es somit denkbar den Kern als Fläche zu modellieren. Wird ihr ein orthotropes Materialgesetz zugewiesen, werden die Schub- und E-Moduln unabhängige Materialkennwerte und der Kern kann unter Abbildung realistischer Querdehnungen abgebildet werden (vgl. Altenbach 2018, S. 331f.).

Darüber hinaus wäre ein dreidimensionales Modell denkbar, bei dem die Deckschichten als Schalen und der Kern als Volumenkörper modelliert wird. Allerdings hängt die Genauigkeit eines solchen Modells direkt von den Materialparametern des Kerns ab, dessen Schub- und Dehnsteifigkeit bei Sandwichelementen üblicherweise nur in jeweils eine Richtung untersucht wird (Hassinen und Misiek 2012, S. 940ff.). Ein ausführlicher Vergleich einer Anwendung dieser beiden Modellierungsansätze auf gekrümmte Sandwichelemente mit Ergebnissen, die anhand der Sandwichtheorie berechnet wurden, wird beispielsweise von Smidt (1996) vorgestellt.

5.8 Stabilitätsversagen von geraden Sandwichelementen **Buckling of plane sandwich panels**

Werden Sandwichbalken durch Normalkräfte beansprucht, kann es beim Erreichen der kritischen Last zu einem plötzlichen Ausweichen senkrecht zur Stabachse, dem Stabknicken kommen. Auch wenn dieses Versagen bei den im Bauwesen üblichen Konstruktionen in der Regel keine Rolle spielt, wurde die bereits von Engesser (1891, S. 485) hergeleitete kritische Last eines beidseitig gelenkig gelagerten schubsteifen Stabes unter anderem von Stamm und Witte (1974, S. 181) auch für Sandwichelemente weiterentwickelt. Formeln in Anlehnung an die Formelbezeichnungen der kritischen Normalkraft nach DIN EN 1993-1-1, Abs. 6.3.1.2 und DIN EN 14509 sind

beispielsweise bei Hörnel-Metzger und Naujoks (2015, S. 853) und Käpplein (2016, S. 89) zu finden:

$$N_{cr} = \frac{1}{\frac{L^2}{\pi^2 B_S} + \frac{1}{G_C A_C}} \quad (5-34)$$

Sowohl Hörnel-Metzger und Naujoks (2015, S. 852ff.) als auch Käpplein (2016) untersuchen die Knicklast von gelenkig gelagerten Sandwichstützen. In beiden Arbeiten wird auf die Problematik eingegangen, mit den gewählten Versuchsaufbauten ein ideales Knickversagen zu erreichen. Das Bauteilversagen trat in den exemplarisch vorgestellten Versuchen durch ein Knittern der stärker gedrückten Deckschicht ein (vgl. Hörnel-Metzger und Naujoks (2015, S. 852) und Käpplein (2016, S. 97)). Dabei ist eine Interaktion des lokalen Stabilitätsversagen (vgl. Abschnitt 5.6.2.2) aufgrund von Spannungsspitzen durch das Aufbringen einer Störlast nicht auszuschließen. Dieser Zusammenhang macht eine versuchstechnische Untersuchung der kritischen Last schwierig. Hörnel-Metzger und Naujoks (2015) stellen weitere Untersuchungen an gezielt vorgekrümmten Sandwichelementen in Aussicht, deren Ergebnisse bisher jedoch nicht veröffentlicht wurden.

Hörnel-Metzger und Naujoks (2015, S.853ff.) sowie Käpplein (2016, S. 119ff.) schlagen eine Bemessung des Querschnitts mit Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung vor. Dabei sind neben den einwirkenden Normalkräften auch Querlasten sowie etwaige Exzentrizitäten der Lasteinleitung der Normalkräfte zu berücksichtigen. Weiter sind Vorkrümmungen aus Temperaturlastfällen, sinnvolle Imperfektionen sowie Kriechverformungen aus exzentrisch eingeleiteter ständiger Last zu berücksichtigen. Hörnel-Metzger und Naujoks (2015, S. 855) zeigen, dass der von ihnen im numerischen Modell ermittelte Schnittgrößenzuwachs nach Theorie II. Ordnung mit dem Dschingerfaktor abgeschätzt werden kann. Während Käpplein (2016, S. 121) vorschlägt die Bemessungsschnittgrößen mit Vergrößerungsfaktoren aus dem Einfluss der Theorie II. Ordnung und dem Kriechen zu erhöhen, reduzieren Hörnel-Metzger und Naujoks (2015, S. 855) die Steifigkeit des Kernmaterials in ihrem FEM-Modell.

5.9 Entwicklung möglicher Auflagerdetails für Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen

Development of exemplary bearing details for shell structures made of curved sandwich panels

In diesem Abschnitt werden kurz die Standarddetails für die von Berner (2010) beschriebenen Dachkonstruktionen gezeigt. Basierend auf den bereits in Abschnitt 5.3 gewonnenen Erkenntnissen werden diese anschließend kritisch betrachtet und eigene Vorschläge für die konstruktive Durchbildung der Auflagerpunkte herausgearbeitet.

5.9.1 Auflagerkonstruktionen – Italpanelli SRL

Bearing details – Italpanelli SRL

Die gekrümmten Sandwichelemente in den in Italien etablierten Konstruktionen werden in der Regel auf parallel liegenden Dachbindern verlegt. Einer der Hersteller liefert für

die Auflagerkonstruktion seiner Bauelemente zwei Formen von Regeldetails. Im ersten Fall werden die Sandwichelemente direkt in die Obergurte der y-förmigen Dachbinder geschraubt (s. Abbildung 5-10, links). Eine zweite Möglichkeit besteht darin, ein Kantteil auf den Dachbinder zu verdübeln und die Sandwichelemente anschließend mit diesem Kantteil zu verschrauben (s. Abbildung 5-10, rechts).

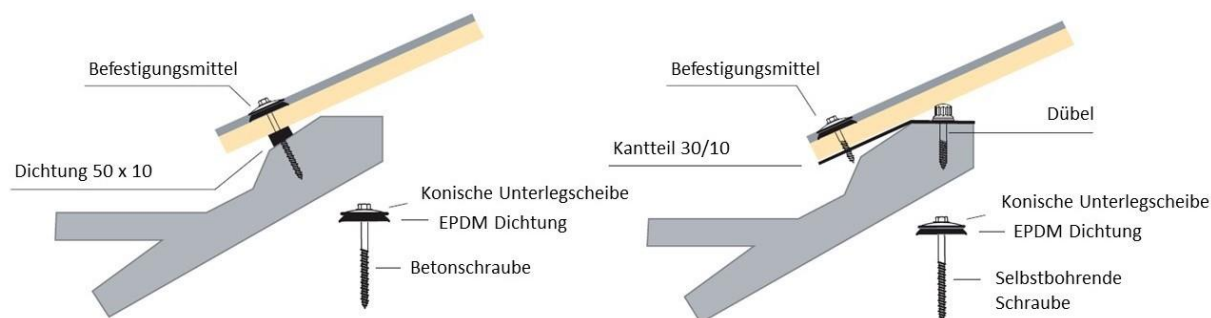


Abbildung 5-10: Standarddetails Italpanelli SRL – Schnitte (Italpanelli-SRL 2014)

Figure 5-10: Standard bearing details – Cross section (Italpanelli-SRL 2014)

Der Hersteller gibt weiter drei typengeprüfte Regelverschraubungen mit jeweils drei, vier und sechs Schrauben vor. Bei Typ 1 werden die Elemente ausschließlich in den Hochsicken unter der Verwendung von Kalotten verschraubt (s. Abbildung 5-11, links). Bei Typ 2 und Typ 3 werden die Elemente im Stoßbereich im Bereich der Hochsicken und über die Elementbreite im Bereich der Tiefsicke mit entsprechenden Spezialschrauben mit großen konischen Unterlegscheiben (vgl. Abbildung 5-11, rechts) befestigt.

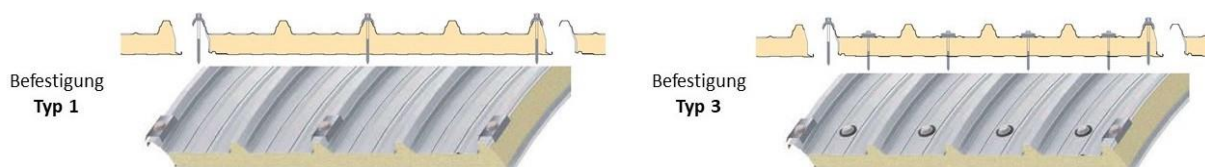


Abbildung 5-11: Standarddetails Italpanelli SRL – Draufsicht (Italpanelli-SRL 2014)

Figure 5-11: Standard bearing details – Top views (Italpanelli-SRL 2014)

Um eine exakte Aussage über das Tragverhalten dieser Konstruktionen treffen zu können, müsste dieses in Abhängigkeit von den Steifigkeiten der gezeigten Konstruktionen in die unterschiedlichen Richtungen untersucht werden. Dabei wäre zu untersuchen, ob die Auflagerkonstruktion ausreichend steif ist, dass sich eine Bogen-tragwirkung einstellt, oder ob die Verbindungen so nachgiebig sind, dass das gekrümmte Element die Lasten als Balken abträgt.

Wie bereits im Abschnitt 5.3 ausgeführt, können mit den in Abbildung 5-10 und Abbildung 5-11 gezeigten Verbindungen keine großen Scherkräfte übertragen werden. Allerdings besteht die Möglichkeit, dass die schräg stehenden Schrauben in der Lage sind, die resultierenden Auflagerkräfte über Zugbeanspruchungen zu übertragen. Die Kalotten sowie die großen Unterlegscheiben erhöhen ihre Zugtragfähigkeit entsprechend (vgl. Möller et al. 2011, S. 450).

5.9.2 Entwickelte Auflagerkonstruktionen Developed bearing details

Eine Verbindung der Sandwichelemente ist grundsätzlich mit Hilfe von Schraub- oder Kontaktverbindungen denkbar. Im Rahmen dieses Projektes wurden zwei Auflagerkonstruktionen für Bogentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen mit ebenen oder quasi-ebenen Deckschichten ausgearbeitet. Dabei wurde zunächst der Ansatz der Schraubverbindungen aus dem vorangegangenen Abschnitt 5.9.1 verfolgt und eine neue Konstruktion entwickelt, bei der die Normalspannungen in den Deckschichten über Kontakt in die Unterkonstruktion weitergegeben werden. Dabei wurden die Erkenntnisse von Käpplein (2016) berücksichtigt und verstärkende Bleche eingeplant, welche die Tragfähigkeit im Bereich der Lasteinleitung erhöhen sollen.

In Abbildung 5-12 ist eine geschraubte Auflagerkonstruktion analog zu den Konstruktionen in Abbildung 5-10 und Abbildung 5-11 dargestellt. Bei der Entwicklung der Konstruktion wurde zugrunde gelegt, dass die Deckschichtnormalspannungen ausschließlich über die Scherfuge zwischen der inneren Deckschicht und dem Winkel übertragen wird. Für diesen Fall wurde von folgenden Parametern ausgegangen:

- Elementbreite, $B = 1000 \text{ mm}$
- Innere Deckschicht, eben, S 320 GD, $t_F = 0,5 \text{ mm}$
- Kernschicht PU, $G_c = 4 \text{ N/mm}^2$, $E_c = 5 \text{ N/mm}^2$
- Gewindefurchende Schraube nach Z-14.4-407, $d = 6,3 \text{ mm}$, $t_2 = 5,0 \text{ mm}$

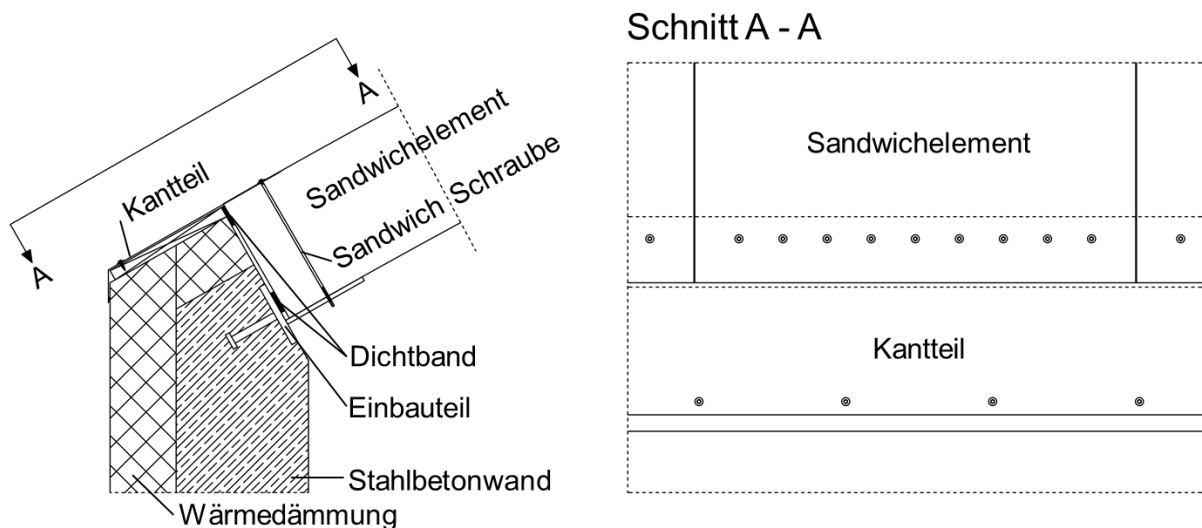


Abbildung 5-12: Geschraubter Anschluss

Figure 5-12: Bearing detail using screw connections

Damit ergibt sich eine charakteristische Tragfähigkeit je Schraube von $F_{V,Rk}$ von 1,35 kN (s. Z-14.4-407, Anlage 3.10). Mit einem Teilsicherheitsbeiwert von γ_M gleich 1,33 ergibt sich die Bemessungstragfähigkeit $F_{V,Rd}$ zu 1,02 kN. Für den Nachweis der Deckschicht im Bereich des Anschlusses wird die Knitterspannung maßgebend. Diese ist ab einer Anzahl (n) von 5 Schrauben mit dem Faktor k abzumindern (vgl. Z-10.49-631, S. 5). Um die größte Anschluss­tragfähigkeit zu ermitteln, werden die beiden

Tragfähigkeiten gleichgesetzt und das Ergebnis für die Schraubenanzahl abgerundet. Mit der erhaltenen Schraubenanzahl lässt sich die Anschlusstragfähigkeit errechnen.

$$k = \frac{(11 - n)}{6} \quad (5-35)$$

$$\sigma_w A_F \frac{(11 - n)}{6} = n * F_{v,Rd} \quad (5-36)$$

Unter Verwendung von Gleichung (A.20) in DIN EN 14509 und einem Vorfaktor α von 0,5 und einem Teilsicherheitsbeiwert γ_M von 1,20 ergibt sich der Bemessungswert der Knitterspannung $\sigma_{w,Rd}$ zu 67 N/mm².

$$67 * 1000 * 0,5 \frac{(11 - n)}{6} = n * 1020$$

Mit Hilfe einer Zielwertsuche ergibt sich n damit zu 9,17 Stück. Somit wird das Element mit 9 Schrauben verschraubt. Die maximale Schertragfähigkeit des Anschlusses beträgt somit 9,18 kN. Allerdings ist zu beachten, dass durch diese Art des Anschlusses nur die untere Deckschicht in der Lage ist Normalkräfte in die Unterkonstruktion abzutragen. Die obere Deckschicht würde sich lediglich am Abtrag der Momentenbeanspruchungen beteiligen. Weiter würde das Sandwichelement an seinen Auflagern durch ein zusätzliches Exzentrizitätsmoment beansprucht, das durch den Hebelarm zwischen Anschlussebene und der Schwerelinie des Querschnitts entsteht.

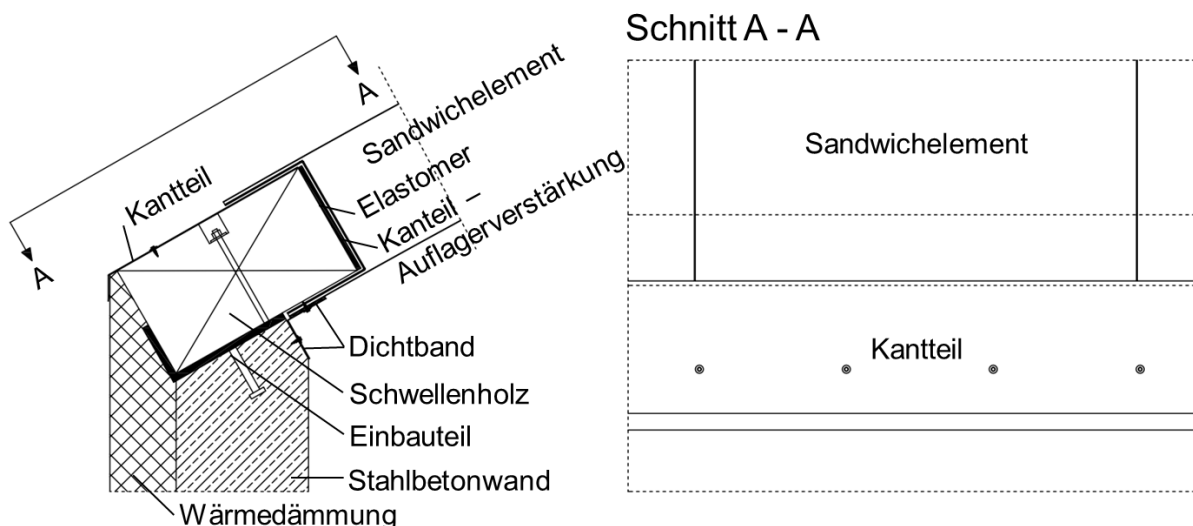


Abbildung 5-13: Kontaktstoß mit einem Schwellenholz

Figure 5-13: Bearing detail using a contact connection

Unter Berücksichtigung der Schwächen der ersten Auflagerkonstruktion sowie der Erkenntnisse von Käpplein (2016) wurde eine weitere Anschlusskonstruktion entworfen. Ziel war es beide Deckschichten des Querschnittes an die Unterkonstruktion anzuschließen. Um die Reduzierung der Knitterspannung aufgrund von Verbindungsmitteln zu vermeiden, sollen die Drucknormalkräfte über Kontakt übertragen werden.

Da die Tragfähigkeit der Deckschichten durch das Krüppeln ebenfalls deutlich reduziert würde (vgl. Abschnitt 5.6.2.2), soll auf die Deckschichten ein verstärkendes Blech aufgeklebt werden (s. Abbildung 5-13).

Die Deckschichtspannungen werden so zunächst kontinuierlich in die Verstärkung eingetragen, die diese anschließend über Kontakt in die Unterkonstruktion einleitet. Das c-förmige Verstärkungsblech wird zwischen die beiden Deckbleche des Sandwichelements geklebt und hat eine deutlich größere Blechdicke als die Deckschichten, so kann davon ausgegangen werden, dass ein Stabilitätsversagen der Deckschicht in Form von Knittern eintritt, da die Deckschicht durch das Verkleben mit dem deutlich steiferen Blech im Bereich des Anschlusses eingespannt wird. Die Anschlusstragfähigkeit beträgt, eine gleichmäßigen Aufteilung der Normalkraft in die beiden Deckschichten so unter gleichen Voraussetzungen, wie im vorangegangenen Fall 67 kN. Sie konnte im Vergleich zur geschraubten Konstruktion also um 730 % gesteigert werden.

In dem gezeigten Beispiel wurde ein Kontaktstoß mit einem Schwellenholz ausgeführt für eine Lagesicherung wäre eine zusätzliche Verschraubungen im Bereich der Verstärkung denkbar. Die Querschnittsschwächung der Deckschichten wäre aufgrund der aufgeklebten Verstärkungsbleche unkritisch, da das Formteil eine größere Blechdicke hat als die Deckschichten des Sandwichelementes. Es sollte darauf geachtet werden, dass die Lasteinleitung von den Deckschichten in die Verstärkung im Bereich vor der Verschraubung erfolgt ist und somit durch diese nicht beeinflusst wird. Für den Ausgleich von Fertigungsungenauigkeiten sowie der Vermeidung von Spannungsspitzen sollten im Bereich des Kontaktstoßes Elastomerstreifen angeordnet werden. Das Elastomer wird zwischen dem verstärkenden Kanteil und dem Schwellenholz angeordnet (s. Abbildung 5-13). Der Kontaktstoß wurde hier mit einem Schwellenholz ausgeführt, um die Dämmebene möglichst durchgehend auszuführen. Es ist zu beachten, dass in solchen Punkten übliche entkoppelnde Trennschnitte in den Deckschichten im Falle des Kontaktstoßes aufgrund der statischen Anforderungen nicht möglich sind.

6 Experimentelle und numerische Untersuchungen Experimental and numerical studies

Kurzfassung

In diesem Kapitel wird zunächst ein Modellierungsansatz mit Hilfe der FEM und seine Hintergründe vorgestellt. Weiter werden die Ergebnisse einer numerischen Parameterstudie in Bezug auf das Tragverhalten und das statische Potential gekrümmter Sandwichelemente ausgewertet und die durchgeführten Voruntersuchungen vorgestellt. Danach werden die Ergebnisse einer exemplarischen statischen Berechnung unter Berücksichtigung von normkonformen Lastfällen insbesondere von Temperaturlasten vorgestellt. Abschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen ausgewertet und die gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst.

Abstract

In this chapter a modelling approach is presented using the finite element method as well as mechanical backgrounds used. Following the results of a numerical parameter study are analysed regarding the load-bearing behaviour and the structural potential of curved sandwich panels. Further the results of a structural analyses taking into account real loads according to the Eurocode, especially temperature loads, are presented. Finally the results of the experimental study are evaluated and all findings are concluded.

6.1 Numerische Modellierung mit der Methode der Finiten Elemente Numerical modelling with the finite element method

Um in einem ersten Schritt das Potential von Flächentragwerken aus gekrümmten Sandwichelementen im Hinblick auf die Tragfähigkeit herausarbeiten zu können, soll im Rahmen dieses Projektes eine umfangreiche Parameterstudie an Sandwichbalken- und Sandwichbogentragwerken unter vereinfachten ideellen Lastansätzen durchgeführt werden. Da für die statische Analyse keine Software zur Verfügung steht, die auf Grundlage der im Abschnitt 5.7.2 vorgestellten Ansätze arbeitet, sollen die gekrümmten Sandwichelemente mit dem Programm RFEM (Version 5.07.17) der Dlubal Software GmbH modelliert und mit Hilfe der Finiten Elemente Methode berechnet werden. Die dabei gewählten Ansätze werden im Folgenden beschrieben.

6.1.1 Hintergründe zu dem gewählten Materialmodell für das Kernmaterial Backgrounds of the material law of the core material

Da das Koordinatensystem der Kernfläche in den Modellen im Vergleich zu den üblicherweise verwendeten Definitionen gedreht ist, ist in Abbildung 6-1 die Isometrie eines exemplarischen Sandwichbalkenmodells mit dem globalen Koordinatensystem abgebildet. Außerdem zeigt es das Achsensystem der Kernfläche, anhand dessen die Materialkennwerte des Kernmaterials definiert werden. In der Literatur zur Sandwichbauweise werden die Achsensysteme üblicherweise analog zu dem gezeigten globalen Koordinatensystem definiert. Im Rahmen dieses Kapitels wird fortan das lokale Koordinatensystem der Kernfläche verwendet, um die Materialparameter so entsprechend der Definition des Programms zu bezeichnen.

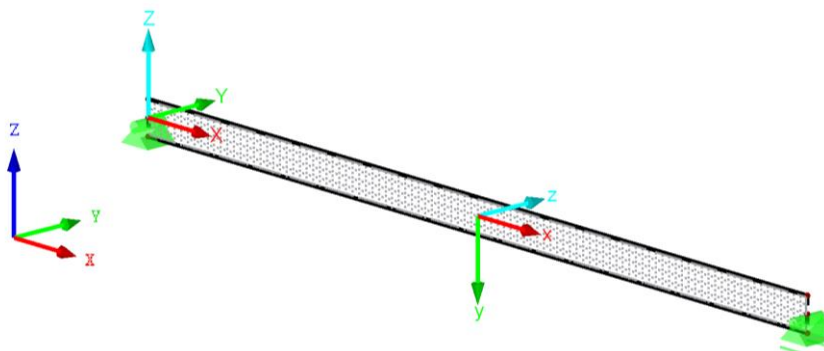


Abbildung 6-1: RFEM – Globales Koordinatensystem und Flächenkoordinatensystem des Kernmaterials

Figure 6-1: RFEM – Definition of main axes and axes of the core material

Unter Berücksichtigung des von RFEM definierten Koordinatensystem für den Kern (vgl. Abbildung 6-1) ergibt sich im Zweidimensionalen folgende Nachgiebigkeitsmatrix (vgl. Altenbach 2018, S. 331f.):

$$N = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{yx}}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} \end{bmatrix}$$

Da mit der Studie die Anwendungsgrenzen untersucht werden sollen, wurden die Steifigkeitsmoduln der Hartschaumsysteme einiger Hersteller in Tabelle 6-1 anonymisiert zusammen getragen. Die Tabelle enthält die in den Allgemeinen Bauaufsichtlichen Zulassungen definierten einzuhaltenden Steifigkeitskennwerte hinsichtlich der CE-Kennzeichnung beziehungsweise der Leistungserklärung. Um sich einen groben Überblick zu verschaffen, wurde versucht die Kennwerte in Tabelle 6-1 für drei Bereiche der Elementdicke aufzutragen. Werte die nicht exakt zu den aufgeführten Dicken passen wurden mit „≈“ gekennzeichnet.

Zunächst ist zu erkennen, dass in den Zulassungen der Sandwichelemente nur wenige Werte für die E-Moduln veröffentlicht sind. Der Schubmodul nimmt in der Regel mit anwachsender Elementdicke ab oder bleibt in einigen Fällen etwa gleich. Die Dehnsteifigkeiten des Kernmaterials kann in Abhängigkeit von der Elementdicke zu- oder abnehmen. Es wird weiter deutlich, dass weder innerhalb der einzelnen Schaumsysteme eines Herstellers noch zwischen den Schaumsystemen unterschiedlicher Hersteller ein konsistenter Zusammenhang zwischen der Größe des Schub- und des E-Moduls der Hartschäume besteht. Im Fall von Hersteller L nimmt der Schubmodul beispielsweise mit zunehmender Elementdicke ab während der E-Modul anwächst.

Die im Sandwichbau üblicherweise eingesetzten Hartschäume zeigen aufgrund ihrer durch den Herstellungsprozess beeinflussten Struktur in der Regel ein anisotropes Verhalten. Das flüssige Gemisch der Ausgangsstoffe wird produktionsbedingt gerichtet aufgetragen und während der Schaumbildung, in Längs- und Quer- sowie in Elementdickenrichtung in unterschiedlicher Weise an einer Ausdehnung gehindert, was zu einer gerichteten Zellstruktur führt (vgl. Hassinen und Misiek 2012, Bild 11.).

Da Sandwichelemente aktuell üblicherweise in Balkentragwerken zum Einsatz kommen, wird der Schubmodul des Kerns in der Regel ausschließlich in der x-y-Ebene bestimmt. Um die Bettung der Deckschichten gegen Knitterversagen zu charakterisieren wird die Dehnsteifigkeit der Kernmaterialien in der Regel nur in der Ebene senkrecht zu diesen untersucht (y-Richtung). In einigen Arbeiten wurden die Eigenschaften des PU-Hartschaums auch in weiteren Richtungen untersucht. Kurpiela (2013) hat beispielsweise die Dehnsteifigkeiten unter Druck- und Zugbeanspruchungen in allen drei Richtungen untersucht und dabei auch die Querkontraktion untersucht. Weiter hat sie die Rohdichte und Dehnsteifigkeiten von unterschiedlichen Schichten in Bauteildickenrichtung untersucht. Auch Rädcl (2013) hat in ihrer Arbeit unter anderem die Schubsteifigkeiten von Kernmaterialien in Bauteilquerrichtung untersucht.

Tabelle 6-1: Steifigkeitsmoduln von PU-Kernmaterial unterschiedlicher Elementdicken und Hersteller gemäß ihrer Allgemeinen Bauaufsichtlichen Zulassung

Table 6-1: Shear and young's modulus of polyurethane core material of different panel thicknesses and manufacturers according to their approval

Hersteller	$G_{C,xy}$ in N/mm ² Elementdicke in mm			$E_{C,y}$ in N/mm ² Elementdicke in mm		
	40 - 60	80 - 100	150	30 - 60	80 - 100	150
A	4,1	3,6	3,1	-	-	-
	-	3,3	3,1	-	-	-
B	3,1	2,8	3,3	3,1	3,1	5,8
C	3,6	3,0	2,6	-	-	-
D	2,8	3,1	2,9	-	-	-
E	3,8	3,8	≈3,5	-	-	-
F	4,0	4,0	3,2	-	-	-
	-	2,7	-	-	-	-
	3,8	3,1	2,5	3,9	3,9	3,9
	3,6	≈2,9	≈2,9	3,8	≈3,2	≈3,2
G	3,6	3,6	≈3,6	-	-	-
	3,5	3,5	≈3,5	-	-	-
H	4,0	4,0	≈3,3	-	-	-
	2,8	2,8	≈2,8	-	-	-
	≈3,8	≈3,0	≈3,0	-	-	-
I	3,6	3,2- 3,0	≈2,5	2,3-3,6	3,6	≈3,3
	4,3-3,7	≈3,7	≈3,7	5,4	≈4,1	≈4,1
	3,7	3,7	≈3,7	4,6	4,6	≈4,6
J	4,0	-	3,4	-	-	-
K	3,0	≈2,7	2,7	-	-	-
L	4,1	4,1	3,6	≈2,5	2,8	3,9

Hassinen und Misiak (2012) fassen in ihrem Beitrag zur Ermittlung der Knitterspannung ausgewählte Ergebnisse unterschiedlicher Autoren zur Dehnsteifigkeit von PU-Hartschäumen aller drei Bauteilrichtungen sowie zur Rohdichteverteilung in Bauteildickenrichtung zusammen. Auch die von ihnen zusammengefassten Versuchsergebnisse zeigen, dass sich kein konsistenter Zusammenhang zwischen dem Schubmodul $G_{C,xy}$ und dem E-Modul $E_{C,y}$ ableiten lässt. Die Ergebnisse zeigen weiter, dass das Kernmaterial über die Bauteildicke unterschiedliche Eigenschaften aufweist. So sind beispielsweise sowohl die Rohdichte als auch die Dehnsteifigkeit in den Randbereichen meist größer als in Bauteilmitte und in Abhängigkeit von der Quelle und der untersuchten Bauteildicke unterschiedlich nichtlinear verteilt. Auf Grundlage der von ihnen erfassten Ergebnisse leiten sie in den Gleichungen (6-1) und (6-2) unter

Berücksichtigung der oben eingeführten Achsendefinitionen folgende Abhängigkeiten der Dehnsteifigkeiten ab:

$$E_{C,x} = 3 * E_{C,y} \quad (6-1)$$

$$E_{C,z} = E_{C,y} \quad (6-2)$$

In den Modellen sollen die Eigenschaften des Hartschaums mit einem orthotropen, ideal-elastischen Materialgesetz angenähert werden. Da die Schub- und E-Moduln bei orthotropen Materialien unabhängige Konstanten sind (vgl. Altenbach 2018, S. 331f.), ermöglicht dieser Ansatz, im Gegensatz zu einem isotropen, ideal-elastischen Materialmodell, die Abbildung üblicher Dehn- und Schubsteifigkeiten des Sandwichkerns unter Berücksichtigung eines realistischen Querkontraktionsverhaltens.

Da zum jetzigen Zeitpunkt nicht sichergestellt ist, welchen Einfluss die geänderten Parameter eines Herstellungsprozesses gekrümmter Sandwichelemente auf die Eigenschaften des Kerns haben, wird E-Modul in Längsrichtung $E_{C,x}$ abweichend zum Vorschlag von Hassinen und Misiak (2012) aus Gleichung (6-1) gleich dem E-Modul $E_{C,y}$ gesetzt. Dieser wurde in Tabelle 6-1 aus den bauaufsichtlichen Zulassungen für mehrere Sandwichbauteile unterschiedlicher Hersteller zusammengetragen.

Wie bereits im Abschnitt 5.1 erläutert führt die Schubsteifigkeit des Kernmaterials zu Verformungen im System, die bei statisch unbestimmten Systemen die Schnittgrößen beeinflussen. Der modellierte E-Modul hingegen nimmt in erster Linie Einfluss auf die kritische Spannung der Deckschichten und hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf das globale Tragverhalten des Systems. Stichproben unter Berücksichtigung des dreifachen E-Moduls in Bauteillängsrichtung nach Gleichung (6-1) zeigen, dass die Abweichungen in den resultierenden Deckschichtspannungen unter einem Prozent liegen und bestätigen so diese These.

Da auch die beiden verbleibenden Schubmoduln das Tragverhalten der zweidimensionalen Modelle nicht nennenswert beeinflussen, werden sie gleich dem Schubmodul $G_{C,xy}$ gesetzt. Die Querdehnzahl des Hartschaums $\nu_{C,yx}$ wird in Anlehnung an Nelke (2018, S. 53) zu 0,25 festgelegt. Da die beiden E-Moduln $E_{C,y}$ und $E_{C,x}$ die gleiche Größe haben ergibt sich somit auch $\nu_{C,xy}$ zu 0,25. Für die Materialparameter der zweidimensionalen Modelle gelten so folgende Zusammenhänge:

$$E_{C,x} = E_{C,y} \quad (6-3)$$

$$\nu_{C,yx} = \nu_{C,xy} = 0,25 \quad (6-4)$$

$$G_{C,yz} = G_{C,xz} = G_{C,xy} \quad (6-5)$$

Die im Rahmen der Parameterstudie gewählten Steifigkeitsparameter werden im nachfolgenden Abschnitt beschrieben.

6.1.2 Modellierung mit Hilfe von zweidimensionalen Flächenmodellen Two dimensional finite element models

Das Tragverhalten der Sandwichelemente mit einer konstanten Breite von 1 m soll in zweidimensionalen Modellen untersucht werden. Dabei werden die Deckschichten des Sandwichelements als gekrümmte Balkenelemente modelliert. Es wird ein isotropes, ideal-elastisches Materialmodell mit einem E-Modul E_F von 210.000 N/mm² und einer üblichen Querkontraktionszahl ν_F von 0,30 zugrunde gelegt.

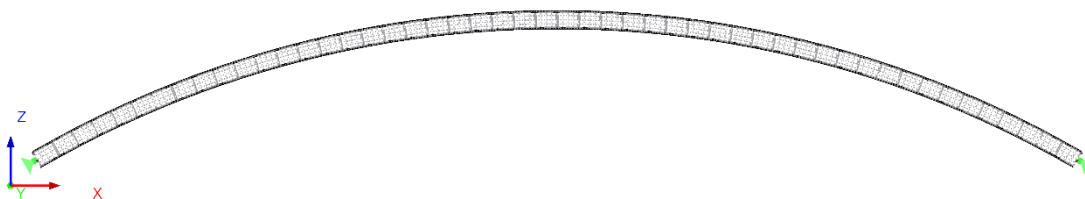


Abbildung 6-2: Zweidimensionales Finite Element Modell (Flächenmodell)

Figure 6-2: Two dimensional finite element model

Der Sandwichkern wird mit Hilfe von Schalenelementen abgebildet. Die Gesamtfläche des Kerns wird dabei in Teilflächen unterteilt, um die Materialeigenschaften des Kernwerkstoffes senkrecht zur Stabachse des gekrümmten Sandwichbalkens definieren zu können. In Anlehnung an Lange und Berner (2010, S. 671) wird darauf geachtet, dass die Länge der Teilflächen den Grenzwert des zweifachen Deckschichtabstandes nicht überschreitet. Es wird davon ausgegangen, dass die Krümmung des Kernmaterials unter Beachtung dieser Grenzbedingung ausreichend genau angenähert werden kann. In den Modellen hält die Kernschicht die beiden Deckschichten somit unter Abbildung ihrer tatsächlichen Steifigkeit auf Abstand. Die Modelle genügen somit den Voraussetzungen der HSAPT (vgl. Abschnitt 5.7.1).

Die Parameterstudie soll dazu dienen einen Ausblick hinsichtlich des Potentials der Ausbildung von Bogentragwerken zu erarbeiten. Daher wurde entschieden Sandwichelemente mit einem weichen Kernmaterial zu modellieren. Auf Grundlage der in Tabelle 6-1 aufgeführten Steifigkeitskennwerte wurde entschieden den Schubmodul $G_{C,xy}$ für die Parameterstudie zu 2,50 N/mm² und den E-Modul $E_{C,y}$ zu 3,00 N/mm² festzulegen. Im Auflagerbereich werden die beiden Stäbe der oberen und des unteren Deckschicht mit Hilfe von starren Stäben gekoppelt. Diese sitzen auf dem Sandwichquerschnitt analog zu einer Stirnplatte und sind im Schwerpunkt des Querschnitts in vertikaler und horizontaler Richtung gelagert (s. Abbildung 6-3). Um keine unrealistischen Momentenbeanspruchungen in den nahezu biegeschlaffen Deckschichten hervorzurufen, werden die Starrstäbe und die Deckschichten gelenkig miteinander verbunden.

Mit dem Modellierungsansatz der Auflager wird so erreicht, dass der Querschnitt in Ebene seiner Schwerlinie gelagert ist. Die Normalkraftbeanspruchungen verteilen sich so auch in Ebene des Auflagers entsprechend des Verhältnisses der realen Dehnsteifigkeiten im Querschnitt und am Starrstab herrscht Momentengleichgewicht. Am Auflager können sich im Querschnitt so alle Verdrehungen und Schubverzerrungen frei einstellen. Das Modell bildet die Randbedingungen eines zweiwertig gelagerten Stabes somit umfassend ab.

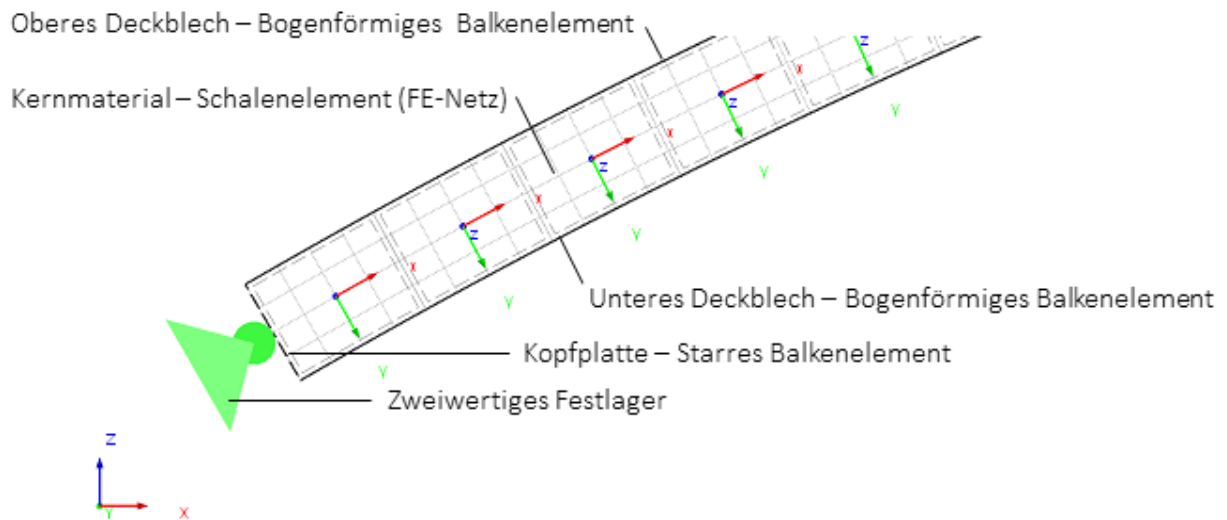


Abbildung 6-3: Zweidimensionales Finite Element Modell (Flächenmodell) - Auflagerdetail

Figure 6-3: Two dimensional finite element model - Support

Aufgrund des Einflusses der Schubverformungen auf die Schnittgrößenverteilung in statisch unbestimmten Systemen erfolgt die Berechnung der Modelle unter Berücksichtigung der Theorie großer Verformungen (Theorie III. Ordnung). So ist sichergestellt, dass eventuelle Schnittgrößen beziehungsweise Spannungserhöhungen erfasst werden. Weiter ist zu beachten, dass mit den Flächenmodellen das Knitterversagen der gedrückten Deckschichten über die elastische Bettung durch die Kernschicht mit abgebildet wird. Wird die so modellierte ideale Knitterspannung überschritten, kann der Solver des Programms keine Konvergenz finden. In diesem Fall kann mit dem Zusatztool RF-STABIL überprüft werden, ob ein Stabilitätsversagen der gedrückten Deckschicht die Ursache war, indem für den jeweiligen Lastfall die Eigenformen und die zugehörigen Verzweigungslastfaktoren ermittelt werden. Ist der Verzweigungslastfaktor kleiner als 1 wird mit dem vorliegenden Lastfall die kritische Last des Systems überschritten. Am verformten System kann so kein Gleichgewicht mehr gefunden werden. Anhand der Eigenform kann untersucht werden, ob es sich um das Knittern einer Deckschicht handelt.

An dieser Stelle soll ergänzt werden, dass der gewählte Modellierungsansatz für die Auflagerpunkte nicht ohne weiteres für die Abbildung des Tragverhaltens einer realen Auflagerkonstruktion (vgl. Abbildung 5-12 und Abbildung 5-13) angewendet werden kann. Konstruktive Randbedingungen können dazu führen, dass beispielsweise die resultierende Auflagerkraft außerhalb der Ebene der Schwerelinie übertragen wird oder die Verdrehungen beziehungsweise Verzerrungen des Querschnitts behindert sind. Dies müsste im konkreten Anwendungsfall berücksichtigt werden und kann gegebenenfalls die Traglast des Systems beeinflussen (vgl. Frostig 1999, Figure 2.).

6.2 Vorüberlegungen zur numerischen Analyse gekrümmter Sandwichelemente

Preliminary considerations on the numerical analyses of sandwich panels

Wie bereits in Abschnitt 5.7 beschrieben ist die Schubsteifigkeit des Querschnitts bei üblichen Sandwichkonstruktionen zwingend zu berücksichtigen. Diese hat sowohl einen Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung als auch auf die Verformungen der Konstruktionen. In diesem Abschnitt soll vorab zunächst Einfluss der Schubsteifigkeit auf das Tragverhalten von Zweigelenbögen und anschließend der Einfluss des „Gleichgewichts am Verformten System“ untersucht werden.

Hierzu sollen repräsentative Beispiele mit Hilfe des Kraftgrößen-Verfahrens mit und ohne Berücksichtigung der Schubsteifigkeit sowie mit FEM-Modellen nach Abschnitt 6.1 unter Berücksichtigung der Schubnachgiebigkeit und der Theorie großer Verformung analysiert und die Ergebnisse verglichen werden.

6.2.1 Einfluss der Schubsteifigkeit

Effects of the panels shear stiffness

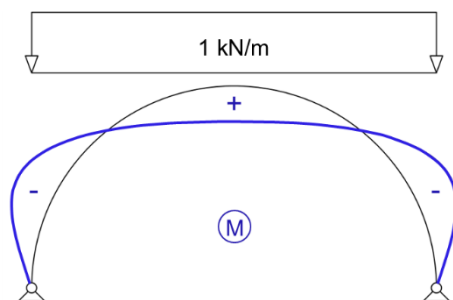


Abbildung 6-4: Statisches System und qualitative Momentenlinie eines Zweigelenbogens unter projizierter Gleichstreckenlast

Figure 6-4: Structural system and qualitative acting bending moments of a two-hinged arc loaded by a projected line load

Um den statisch unbestimmten Zweigelenbogen mit Hilfe des Kraftgrößen Verfahrens untersuchen zu können, wird die horizontale Lagerungsbedingung des linken Lagers ausgelöst und ein 0-System sowie ein 1-System gebildet.

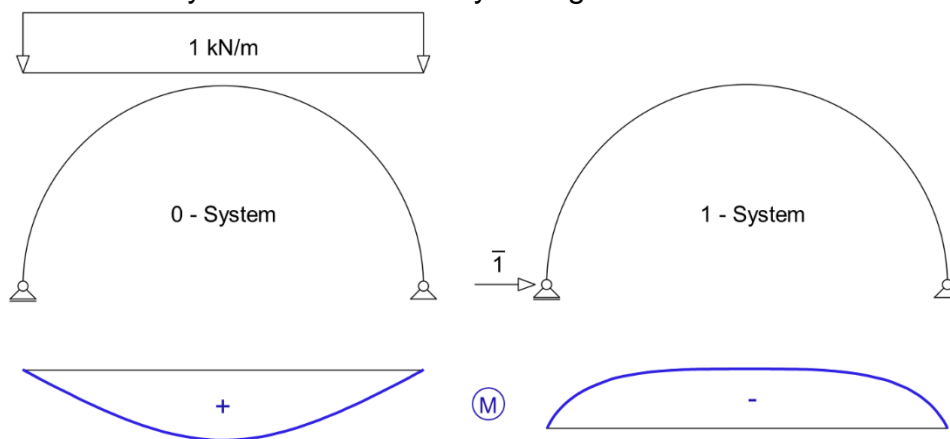


Abbildung 6-5: 0-System und 1-System des Zweigelenbogens und ihre qualitative Momentenlinie

Figure 6-5: 0-system and 1-system of the two-hinged arc and the qualitative acting bending moments

Zu den beiden Ersatzsystemen lassen sich die Funktionen der Schnittgrößenverläufe auf Basis des projizierten Ersatzträgers wie in Tabelle 6-2 dargestellt aufstellen:

Tabelle 6-2: Funktionen der Schnittgrößenverläufe des 0-Systems und des 1-Systems

Table 6-2: Function of internal forces distribution of the 0-system and the 1-system

0-System	1-System
$M_0 = \frac{ql}{2}x - \frac{q}{2}x^2$	$M_1 = -\bar{1} * z(x)$
$Q_0 = \left(\frac{ql}{2} - qx\right) * \cos \varphi(x)$	$Q_1 = -\bar{1} * \sin \varphi(x)$
$N_0 = -\left(\frac{ql}{2} - qx\right) * \sin \varphi(x)$	$N_1 = -\bar{1} * \cos \varphi(x)$
mit: $\varphi(x) = \tan^{-1} z(x)$ und $z(x) = -(R - f) + \sqrt{R^2 - \left(x - \frac{L}{2}\right)^2}$	

Anschließend werden für beide Systeme die Verformungen des linken Auflagerknotens unter Berücksichtigung der Biegesteifigkeit, der Dehnsteifigkeit und der Schubsteifigkeit berechnet. Für die Auswertung des Einflusses der Schubsteifigkeit wird die Berechnung jeweils mit, beziehungsweise ohne ihren Anteil durchgeführt.

$$\delta_{10} = \int \frac{M_1 M_0}{EI} ds + \frac{N_1 N_0}{EA} ds + \frac{Q_1 Q_0}{GA_v} ds \quad (6-6)$$

$$\delta_{11} = \int \frac{M_1 M_1}{EI} ds + \frac{N_1 N_1}{EA} ds + \frac{Q_1 Q_1}{GA_v} ds \quad (6-7)$$

$$\text{mit: } ds = \frac{dx}{\cos \varphi(x)} \quad (6-8)$$

Anschließend kann aus dem Verhältnis der beiden Verformungen die Größe X_1 ermittelt werden mit der $\bar{1}$ multipliziert werden muss, um den Auflagerknoten in seiner Ausgangslage zu halten. X_1 entspricht somit der horizontalen Auflagerkraft H . Mit Hilfe von X_1 können weiter die tatsächlichen Schnittgrößen im 1-System ermittelt und anschließend mit dem 0-System überlagert werden. Als Ergebnis erhält man die Schnittgrößenverläufe des statisch unbestimmten Zweigelenkbogens. In Abbildung 6-6 sind exemplarisch die Druckspannung in den Deckschichten im Bereich des minimal und maximalen Biegemomentes für einen Bogen mit einer Stützweite $L = 10$ m und einer Bauteildicke $D = 120$ mm ausgewertet.

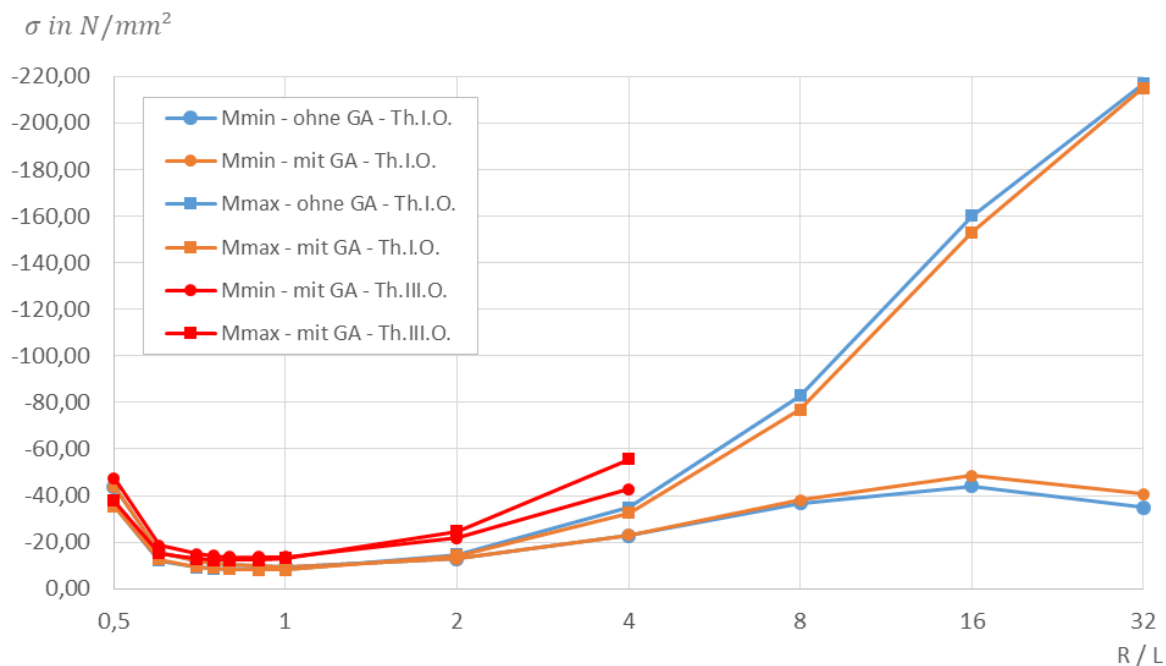


Abbildung 6-6: Deckschichtspannung eines Zweigelenkbogens mit und ohne Berücksichtigung der Schubsteifigkeit des Sandwichbalkens – L = 10 m, D = 120 mm

Figure 6-6: Stresses in the face sheet of a sandwich arc with and without having regard to the panels shear stiffness – L = 10 m, D = 120 mm

Es ist zu erkennen, dass die beiden Ergebnisse im Bereich stark gekrümmter Sandwichelemente nah beieinander liegen. Erst ab einer Krümmung $R/L \geq 4$ ist eine nennenswerte Abweichung erkennbar. Es ist zu erkennen, dass eine Berücksichtigung der Schubsteifigkeit bei flachen Bögen zu einer Umlagerung der Lasten führt. Bei Krümmungen von $32 \geq R/L \geq 4$ wird die Deckschichtspannung im Bereich des Biegemomentes in Feldmitte etwas reduziert während sie im Bereich des minimalen Momentes leicht zunimmt. Hierbei ist zu beachten, dass sich das negative Moment bei realistisch schlanken Bögen ab einer Krümmung von $R/L \geq 2$ nicht mehr ausbildet. In diesem Bereich resultiert die in Abbildung 6-6 dargestellte Spannung im Bereich des minimalen Momentes aus der Bogendruckkraft. Eine Berücksichtigung der Schubsteifigkeit führt somit zu einer Reduzierung des Momentes in Feldmitte und zu einer Erhöhung der Normalkraft des Bogens.

Um sicher die maßgebende Deckschichtspannung und realistische Verformungen zu ermitteln sollte somit grundsätzlich auch bei Bogentragwerken aus Sandwichelementen die Schubsteifigkeit des Querschnitts berücksichtigt werden. Insbesondere vor dem Hintergrund, dass die Unterschiede zwischen den beiden Ergebnissen (mit und ohne Schubsteifigkeit) bei anderen Verhältnissen von Bauteildicke zu Stützweite stärker voneinander abweichen können.

6.2.2 Einfluss des Gleichgewicht am verformten System Effects of considering the deflections of the structure

Nach dem Einfluss der Schubsteifigkeit soll für das im vorangegangenen Abschnitt untersuchte System kurz der Einfluss des Gleichgewichts am verformten System

(Th.III.O., Theorie großer Verformungen) auf die Größe des ermittelten Bemessungswertes der Deckschichtspannung untersucht werden. In Abbildung 6-7 sind die ermittelten Deckschichtspannungen im Bereich des minimalen und maximalen Momentes für den Bereich $4 \geq R/L \geq 0,5$ abgebildet. Für die weniger stark gekrümmten Bauteile konnte in den numerischen Modellen unter Berücksichtigung der Th.III.O. keine Konvergenz mehr gefunden werden, da es hier zu einem Knitterversagen der Decksicht gekommen ist.

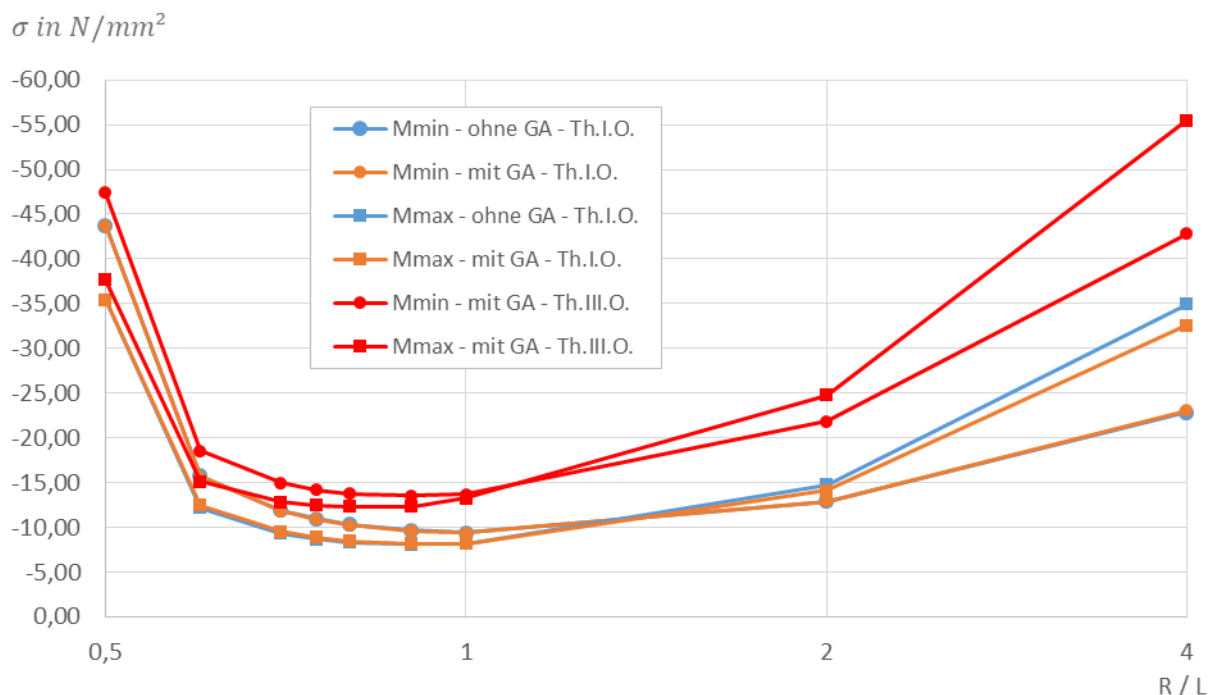


Abbildung 6-7: Deckschichtspannung eines Zweigelenkbogens nach Th.I.O. und Th.III.O. – $L = 10$ m, $D = 120$ mm

Figure 6-7: Stresses in the face sheet of a sandwich arc determined with first and third order theory – $L = 10$ m, $D = 120$ mm

Abbildung 6-7 zeigt, dass die nach Th.III.O. ermittelten Deckschichtspannungen oberhalb derer liegen, die nach Th.I.O. ermittelt wurden. Betrachtet man den Verlauf der Kurven genauer ist zu erkennen, dass die Abweichung bei stark gekrümmten Sandwichelementen ($R/L = 0,5$) relativ betrachtet noch gering ist, mit abnehmender Krümmung jedoch deutlich anwächst bis die Spannungen nach Th.III.O. bei einer Krümmung $R/L = 4$ in Feldmitte mit etwa -55 N/mm² etwa um den Faktor 1,7 größer sind als nach Th.I.O. ($-32,5$ N/mm²). Weiter ist zu erkennen, dass nach Th.III.O. die Stelle, an der die maßgebende Beanspruchung auftritt, schon etwa ab einer Krümmung von $R/L = 1$ ändert, während dieser Umbruch nach Th.I.O. erst zwischen $R/L = 1$ und $R/L = 2$ eintritt. Dieser Effekt wird ebenfalls dadurch deutlich, dass die Ergebnisse nach Th.III.O. und Th.I.O. in Feldmitte, ab einer Krümmung von $R/L \geq 2$, weiter auseinander liegen als im Bereich des negativen Moments. Dies resultiert aus dem durch die Stabkrümmung hervorgerufenen Zusatzmoment aus der Bogennormalkraft, was sich aufgrund des in Abschnitt 6.2.1 beschriebenen Phänomens des fehlenden minimalen Biegemomentes nur in Feldmitte auswirkt.

Die Schnittgrößen gekrümmter Sandwichelemente sind somit grundsätzlich am verformten System zu untersuchen. Auf eine Untersuchung ob eine Berechnung nach Th.II.O. gegebenenfalls ausreichen würde, wurde im Rahmen dieses Forschungsprojekts verzichtet, da dies keine nennenswerte Reduzierung der Rechenzeit zur Folge gehabt hätte. Die Parameterstudie wurde daher mit FEM-Modellen nach Abschnitt 6.1 durchgeführt, die nach der Theorie großer Verformungen (Th.III.O.) analysiert wurden.

6.3 Parameterstudie hinsichtlich möglicher Stützweiten Parametric study to determine feasible span

Zu Beginn der Parameterstudie wurden die zu variierenden Parameter festgelegt und anschließend die aufzubringende Beanspruchung festgelegt. Weiter wurde vorab analytisch die Knitterspannung für die untersuchten Querschnitte ermittelt, um sie im Rahmen der Auswertung als Grenzwert berücksichtigen zu können. Details zur Modellierung wurden bereits in den Abschnitten 6.1.1 und 6.1.2 beschrieben.

6.3.1 Festlegung der Parameter Determination of the considered parameters

Im Rahmen der Studie sollen die Elementdicke, die Krümmung sowie die Stützweite der gekrümmten Sandwichelemente variiert werden. In Tabelle 6-3: Parameter der Studie werden die untersuchten Parameter zusammengefasst. Die Krümmung der Elemente wird über das dimensionslose Verhältnis aus Krümmungsradius R und Stützweite L ausgedrückt. Die Dicke der Deckschichten wurde als unterer Grenzwert mit t_{nom} von 0,46 mm festgelegt und blieb unverändert. Da ein Membranspannungszustand in den ebenen Deckschichten unterstellt wird, können aus den ermittelten Ergebnissen die Spannungen in den Sandwichelementen mit abweichenden Deckschichtdicken mit dem Verhältnis der Deckschichtdicken abgeschätzt werden. Auch die Materialparameter des Kerns bleiben unverändert und werden mit den im Abschnitt 6.1.1 abgeleiteten Größen modelliert.

Tabelle 6-3: Parameter der Studie
 Table 6-3: Parameters of the study

Elementdicke e in mm	40	80	120	160	200	240	300						
Krümmung R/L	0,5	0,6	0,7	0,75	0,8	0,9	1	2	4	6	8	16	32
Stützweite L in m	2	4	6	8	10	12	16	20	24	30			

Die Parameter der Krümmung wurden bereits in den Voruntersuchungen in Abschnitt 5.5 verwendet. Dort wurde gezeigt, dass das Potential in statischer Hinsicht beeinflussen von Krümmung das Sandwichelements abhängt und dabei durch zwei Faktoren beeinflusst wird. Zum einen führt ein großer Bogenstich zu einer kleinen horizontalen Auflagerkraft und somit auch Bogennormalkraft, zum anderen reduziert eine gute Annäherung der Stützlinie die Biegebeanspruchungen im System. In Abschnitt 5.5 wurde gezeigt, dass die Stabachse eines Kreissegmentbogens und seine

Stützlinie bei einer starken Krümmung von R/L gleich 0,5 zunächst weit auseinander liegen, sich aber mit abnehmendem Stich immer weiter annähern. Der Abbildung 5-7 ist zu entnehmen, dass die Stabachse und die Stützlinie ab einer Krümmung R/L von 2 nahezu aufeinander liegen.

Die Reduzierung des Stichs führt im Gegenzug jedoch zu einer Erhöhung der Bogennormalkraft. Daher ist davon auszugehen, dass die Systeme, die das in statischer Hinsicht größte Potential haben, stärkere Krümmungen als R/L von 2 aufweisen. Die Kuppel von Jungbluth (vgl. Abbildung 2-10) hat beispielsweise eine Krümmung von R/L gleich 0,725. Obwohl nicht dokumentiert ist auf welcher Grundlage diese Krümmung festgelegt wurde, wird vermutet, dass die Krümmung mit dem größten Potential etwa in diesem Bereich liegt.

6.3.2 Ermittlung der Beanspruchungen **Determination of the loads**

Die gekrümmten Sandwichelemente sollen mit sinnvollen Einheitslastfällen belastet werden. Um einen Vergleich mit den Balkentragwerken, wie auch zwischen den unterschiedlich stark gekrümmten Bauteilen durchführen zu können, sollen die Bögen mit einer projizierten Streckenlast beansprucht werden. Dieser Ansatz passt weiter zu dem im Dachbereich üblicherweise für die Bauteilbemessung maßgebenden Lastfall Schnee. In der Schneelastzone 2, die in weiten Teilen Deutschlands anzusetzen ist, ergibt sich auf einem flachen beziehungsweise leicht geneigtem Dach eine charakteristische Schneelast von $0,65 \text{ kN/m}^2$ (s. (Norm DIN EN 1991-1-3)). Mit einem Teilsicherheitsbeiwert von 1,5 ergibt sich daraus eine Bemessungslast von etwa $1,00 \text{ kN/m}^2$. Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass Sandwichelemente ein sehr geringes Eigengewicht aufweisen und dass sich die Eigengewichte der einzelnen Systeme durch die unterschiedliche Stablänge unterscheiden, wurde entschieden die Bauteile mit der Breite von 1 m mit einer Streckenlast von 1 kN/m zu belasten.

Da davon auszugehen ist, dass die Bögen unter unsymmetrischer Belastung und den daraus resultierenden Biegebeanspruchungen einen geringeren Vorteil gegenüber den Balkentragwerken haben, wurden die Systeme jeweils über die gesamte Stützweite (symmetrisch) respektive über die halbe Stützweite (unsymmetrisch) belastet.

6.3.3 Ermittlung der Knitterspannung **Determination of the wrinkling stress**

Wie bereits in Abschnitt 5.6.2.1 erläutert, wird die ideale Knitterspannung der gekrümmten Sandwichelemente ebenfalls nach Gleichung (5-20) bestimmt. Dabei wird vereinfacht davon ausgegangen, dass die Krümmung der Deckschicht bezogen auf die Knitterwellenlänge vernachlässigbar ist und dass die Bettung der beiden Deckschichten unabhängig voneinander ist. Im Modell wird eine gegenseitige Beeinflussung der beiden Deckschichten untereinander hingegen abgebildet.

Da die Deckschichten in den Modellen als Stab und nicht als Platte modelliert wurden, wird die Auswirkung ihrer Querdehnung auf ihre Bettung durch den Kern nicht berücksichtigt. Die von Stamm und Witte (1974) vereinfachte Formel in der der Vorfaktor χ , für den üblichen Bereich von Querdehnzahlen des Kerns, vereinfacht zu 0,82 angegeben wird, kann hier daher nicht angewendet werden. Daher wird dieser an

dieser Stelle nach Gleichung (5-19) neu berechnet und die Querdehnzahlen v_F der Kernschicht und v_F der Deckschicht werden dabei zu null gesetzt:

$$\chi = \sqrt[3]{\frac{9(1-0)^2}{2(1+0)(3-4*0)^2(1-0^2)}} = 0,79 \quad (6-9)$$

Die Knitterspannung ergibt sich so zu:

$$\sigma_{xk} = 0,79 \sqrt[3]{2,5 * 3,0 * 210.000} = 91,9 \text{ N/mm}^2 \quad (6-10)$$

Diese liegt weit unterhalb der Streckgrenzen von Stählen, die üblicherweise für die Deckschichten von Sandwichelementen eingesetzt werden, und stellt bei der Auswertung der Modelle somit den Grenzwert für die Drucknormalspannungen in den Deckschichten dar. Ein Vergleich mit den Modellen hat gezeigt, dass diese den ermittelten Wert mit guter Näherung abbilden. Hierzu wurde in ausgewählten Modellen der Eigenwert bestimmt und die Knitterspannung anhand der Spannung aus der aufgetragenen Einwirkung und dem Verzweigungslastfaktor ermittelt. Diese ergab sich, unabhängig von den Elementdicken, in allen Fällen zu 89,4 N/mm² (auch für Kerndicken von 40 mm).

Um die These aus Abschnitt 5.6.2.1 zu überprüfen, dass auch die Knitterspannung der gekrümmten Elemente mit den Gleichungen nach Stamm und Witte (1974) ermittelt werden kann, wurden die Eigenwertanalysen auch an geraden Sandwichbalken mit gleichem Querschnitt durchgeführt. Auch für die geraden Sandwichbalken wurde diese Knitterspannung ermittelt.

6.3.4 Ermittlung der Querkrafttragfähigkeit Determination of the shear strength

Zusätzlich zu den Normalspannungen in den Deckschichten ist eine ausreichende Querkrafttragfähigkeit des Kernwerkstoffes zu überprüfen. Diese wird unter der Annahme einer konstanten Schubspannung über die Kernfläche ermittelt und ist für die unterschiedlichen Kerndicken und eine Bauteilbreite von 1000 mm zu bestimmen. Für die Berechnungen in wurde eine Schubfestigkeit f_{Cv} von 0,1 N/mm² und ein Teilsicherheitsbeiwert von 1,26 zugrunde gelegt.

Die Modelle wurden hinsichtlich der maximalen beziehungsweise minimalen Querkräfte in den Modellen der Bogentragwerke je Querschnittsdicke angegeben. Die ermittelten Querkrafttragfähigkeiten wurden in keinem Fall erreicht. Die Querkraftbeanspruchungen betragen für alle Elementdicken weniger als 50 % der Querkrafttragfähigkeit.

Tabelle 6-4: Querkrafttragfähigkeit je Bauteildicke
Table 6-4: Shear force resistance of the sandwich panels

Kerndicke in mm	Querkrafttragfähigkeit in N
40	3.175
80	6.349
120	9.524
160	12.698
200	15.873
240	19.048
300	23.810

6.3.5 Auswertung der Parameterstudie Evaluation of the parametric study

Die Modelle wurden hinsichtlich der auftretenden Membranspannungen in den Deckschichten, der im Kernmaterial auftretenden gemittelten Schubbeanspruchung und den auftretenden Verformungen ausgewertet. In Abschnitt 5.6.2.1 wurde gezeigt, dass die Knitterspannung deutlich unterhalb üblicher Streckgrenzen liegt. Der Grenzwert aus der Streckgrenze kann daher nicht überschritten werden. Ein Vergleich der auftretenden Querkräfte mit den in ermittelten Tragfähigkeiten ergab, dass die Querkrafttragfähigkeit in keinem Fall erreicht wird. Die ermittelten Schnittgrößen liegen in den meisten Fällen deutlich unterhalb der Tragfähigkeiten.

Die Auswertung ergab weiter, dass die analytisch ermittelte ideale Knitterspannung mit den Modellen zuverlässig abgebildet werden kann. Hierzu wurde an ausgewählten Modellen, eine Eigenwertanalyse durchgeführt. Die ermittelte Deckschichtspannung wurde mit dem ermittelten Verzweigungslastfaktor für den Eigenwert, dessen Eigenform ein Knitterversagen darstellt, erhöht. In den untersuchten Fällen gehörte der geringste Eigenwert immer zu einer Eigenform bei der jeweils eine der beiden Deckschichten knittert.

Aus den in Tabelle 6-3 aufgeführten Parametern ergeben sich 840 Kombinationen, die in Modellen abgebildet wurden. Im Folgenden werden ausgewählte repräsentative Ergebnisse analysiert. Die Beanspruchungen unter symmetrischer und unsymmetrischer Belastung wurden für jede Elementdicke mit den entsprechenden Einfeldträgern gegenübergestellt. Die Membranspannungen in den Balkentragwerken wurden jeweils analytisch ermittelt. Diese Auswertung wurde jedoch nur vorgenommen wenn für die jeweilige Elementdicke unter der aufgetragenen Einheitslast Konvergenz gefunden werden konnte.

In einzelnen Fällen hat sich das Tragwerk nach einem Durchschlagen wieder stabilisiert. Dies wurde ebenfalls als Versagen gewertet und entsprechend nicht mit dargestellt. Sofern sich im auflagernahen Bereich nach wie vor Druckkräfte einstellen wurde davon ausgegangen, dass das System sich noch in einem stabilen Zustand befindet und die Ergebnisse entsprechend in die Auswertung aufgenommen.

6.3.5.1 Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit Potential regarding the load-bearing capacity

Um das Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit zu bewerten, wurden die Ergebnisse der Bögen aus gekrümmten Sandwichelementen gemeinsam mit den Ergebnissen der zugehörigen Balkentragwerke in einem Diagramm dargestellt. Die Systeme wurden hinsichtlich der maximalen Druckspannung in einer der beiden Deckschichten ausgewertet. Die Diagramme werden durch die Knitterspannung nach Abschnitt 6.3.3 begrenzt. Sobald die Deckschichtspannung der Balkentragwerke diese übersteigt, werden deren Ergebnisse nicht mehr dargestellt, da diese Spannweite mit einem Einfeldträger somit nicht mehr realisierbar wäre.

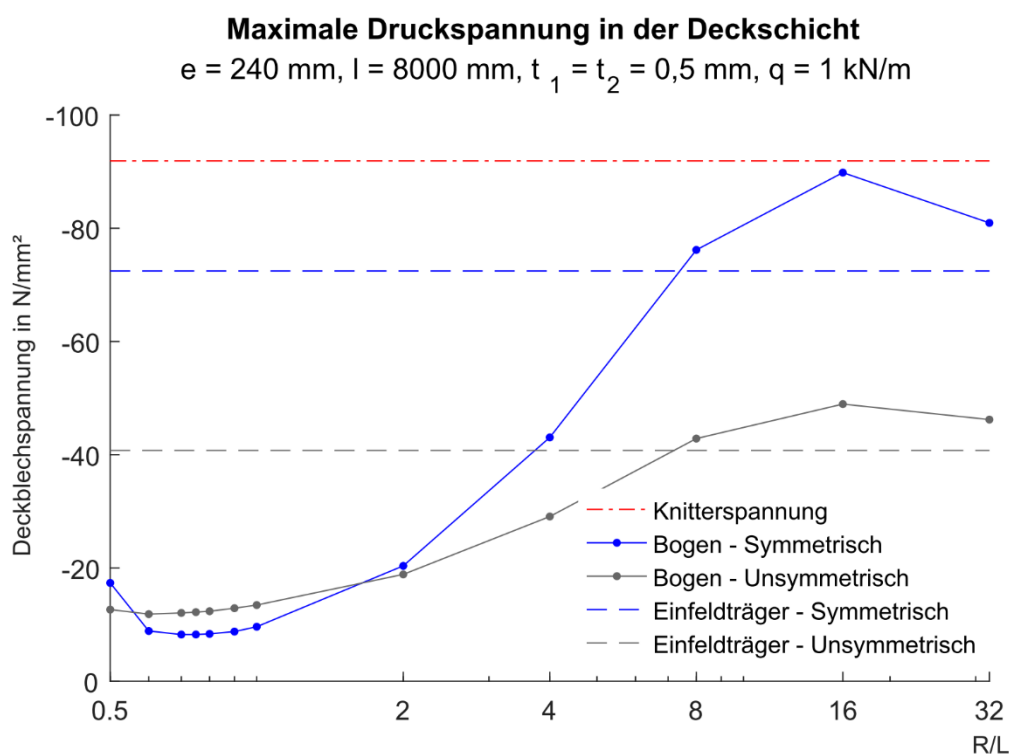


Abbildung 6-8: Krümmungsabhängige Deckschichtspannungen für $L = 8 \text{ m}$ und $e = 240 \text{ mm}$

Figure 6-8: Stresses in the face sheet vs. curvature of a sandwich panel with $L = 8 \text{ m}$ and $e = 240 \text{ mm}$

In Abbildung 6-8 ist exemplarisch die Auswertung der krümmungsabhängigen Druckspannung in den Deckschichten für eine Stützweite von 8 m und eine Elementdicke von 240 mm dargestellt. Der Darstellung unterhalb des Diagramms können zusätzliche Hinweise bezüglich der Stelle im System entnommen werden, an der die größte Druckspannung auftritt. Es ist zu erkennen, dass die Druckspannungen in der Deckschicht für eine Krümmung R/L von $0,5$ bis 4 deutlich unterhalb der Spannungen liegen, die im äquivalenten Einfeldträger auftreten. Für weniger stark gekrümmte Elemente

wachsen die Druckspannungen in den Deckschichten aufgrund des abnehmenden Stichts weiter an, bis schließlich sogar größere Beanspruchungen auftreten als im zugehörigen Einfeldträger. Von einer Krümmung R/L von 16 bis 32 nehmen die Spannungen wieder ab. Hier schlägt das Tragverhalten für den mittleren Bereich in ein Biegetragverhalten um und die Spannungen nähern sich den im Einfeldträger auftretenden Spannungen an.

Die geringsten Druckspannungen unter symmetrischer Belastung treten bei einer Krümmung R/L von 0,7 auf. Diese Krümmung entspricht wie vermutet etwa der Krümmung der Sandwichkuppel von Otto Jungbluth (vgl. Abschnitt 6.3.1). Unter unsymmetrischer Belastung ist dieser Punkt leicht verschoben bei einem R/L von 0,6. Es ist zu erkennen, dass das Minimum bei den symmetrisch belasteten Systemen ausgeprägter ist als bei den Bögen unter einseitiger Belastung. In diesem Zusammenhang muss auch bedacht werden, dass die einseitig beanspruchten Sandwichelemente in Summe nur durch die halbe Last beansprucht werden als die unter Gleichstreckenlast.

Für den symmetrisch belasteten Bogen mit einer Krümmung R/L von 16 wurde zusätzlich eine Eigenwertanalyse durchgeführt. Diese ergab einen Verzweigungslastfaktor von 1,013. Dies zeigt, dass die ideale Knitterspannung mit dem Modell sehr gut abgebildet wird. Abbildung 6-8 kann weiter entnommen werden, dass die Druckspannungen, die unter Krümmungen R/L in einem Bereich zwischen 0,5 und 2 auftreten unter symmetrischer Last etwa 30 % und unter unsymmetrischer Last etwa 50 % der Spannung im äquivalenten Einfeldträger beträgt. Dies verdeutlicht das große Potential der Ausbildung von Bogen- beziehungsweise Flächentragwerken aus gekrümmten Sandwichelementen auch hinsichtlich der Tragfähigkeit.

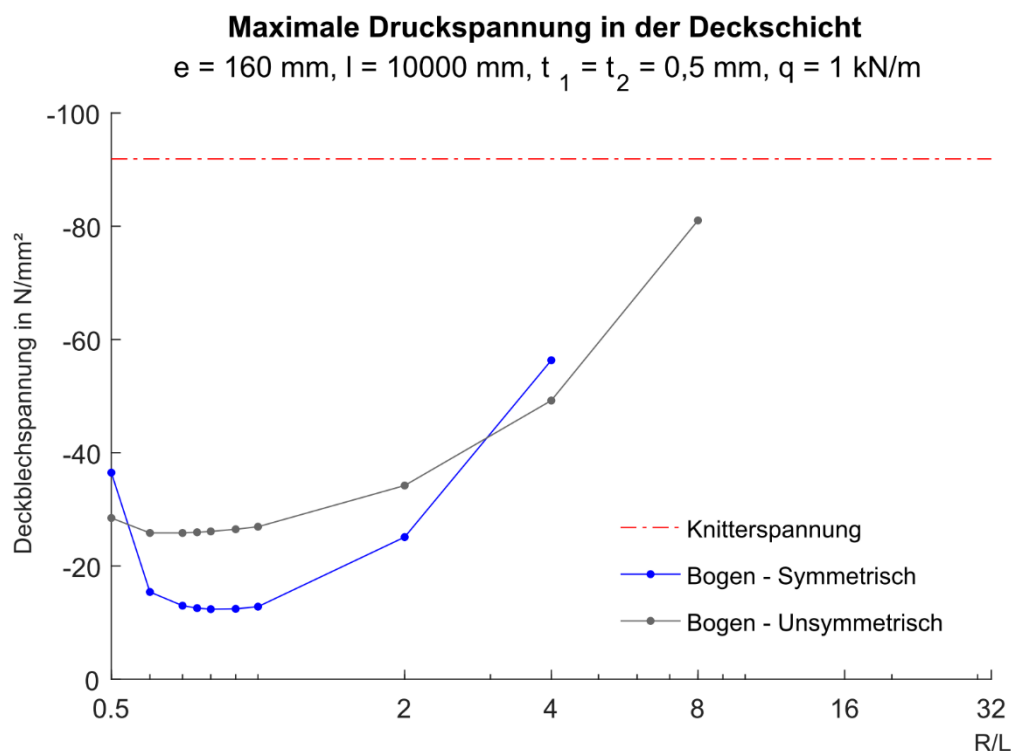


Abbildung 6-9: Krümmungsabhängige Deckschichtspannungen für $L = 10 \text{ m}$ und $e = 160 \text{ mm}$

Figure 6-9: Stresses in the face sheet vs. curvature of a sandwich panel with $L = 10 \text{ m}$ and $e = 160 \text{ mm}$

Bei Sandwichelementen mit dünnen Querschnitten im Verhältnis zur Stützweite überschreiten die Deckschichtdruckspannungen der Einfeldträger ihre Knitterspannung. In den Modellen kann daher keine Konvergenz mehr gefunden werden und ihre Ergebnisse werden in den Diagrammen somit nicht mehr dargestellt. In Abbildung 6-9 ist zu sehen, dass die Graphen der Deckschichtspannungen analog zu den in Abbildung 6-8 dargestellten Graphen verlaufen. Als Folge aus dem Anwachsen der Beanspruchungen in den Einfeldträgern und Bögen bei einem unveränderten Grenzwert der Knitterspannung ist der Tiefpunkt im Bereich der Bauteilkrümmung, welche die geringsten Beanspruchungen liefert, deutlich ausgeprägter dargestellt als in dem Verlauf in Abbildung 6-8.

Da sich die Beanspruchungen in den Deckschichten in den Fällen, bei den in allen Modellen Konvergenz gefunden werden konnte, wie exemplarisch in Abbildung 6-8 dargestellt entwickeln, kann davon ausgegangen werden, dass sich die Deckschichtspannungen auch in den Fällen, in denen es zu einer Überschreitung der Knitterspannung kommt, analog entwickeln würden. Da das Knitterversagen der Deckschichten aufgrund der gewählten Modellierung jedoch die Traglast der Modelle bestimmt, liegen für den Bereich oberhalb dieses Grenzwertes keine Ergebnisse vor. Stichproben an Bögen, die mit Hilfe eines in Abschnitt 5.7.3 beschriebenen Timoshenko-Balken-Modells analysiert wurden, haben diese These allerdings bestätigt.

In weiteren Diagrammen sind lediglich die Ergebnisse der symmetrisch belasteten Bögen zu finden, da in allen unsymmetrischen Lastfällen die Knitterspannung überschritten wurde (beispielsweise für $L = 24$ m und $e = 160$ mm). Auch hier kann davon ausgegangen werden, dass sich die Deckschichtspannungen grundsätzlich wie in Abbildung 6-8 entwickeln. Die resultierenden Spannungen jedoch oberhalb des fixen Grenzwertes der kritischen Spannung der Deckschicht liegen und in den Modellen somit ein Stabilitätsversagen eingetreten ist.

6.3.5.2 Einfluss der Stützweite und der Element-Krümmung ***Effects of the span and the panels curvature***

Bereits in Abschnitt 5.5 wurde ein ausführlicher Vergleich zwischen dem Stabverlauf der Kreissegmentbögen und ihren Stützlinien unter symmetrischer Belastung durchgeführt. Aus diesem Vergleich lässt sich einerseits der Einfluss der Stützweite ableiten, andererseits wurde deutlich, dass der Stich des Bogens die maximale Bogendruckbeziehungsweise die maximale Seilkraft analog zum inneren Hebelarm eines Zweipunktquerschnitts beeinflusst. Hinsichtlich der Krümmung mit der geringsten Beanspruchung für den Querschnitt ist allerdings zusätzlich die Abweichung zwischen Verlauf der Stabachse des Bogens und seiner Stützlinie zu berücksichtigen (vgl. Abbildung 5-7). In Abbildung 5-9 wurde der Zusammenhang zwischen der Differenz der Tangente der Stabachse im Auflagerpunkt und der Wirkungslinie der resultierenden Auflagerkraft in Richtung der Tangente der Stützlinie dargestellt. Diese Zusammenhänge sollen an dieser Stelle noch einmal aufgegriffen werden.

In Abbildung 6-10 für das in Abschnitt 5.5 untersuchte Beispiel der aus den Biegebeanspruchungen resultierende Anteil der Deckschichtspannungen an der Gesamtbeanspruchung nach Theorie I. Ordnung ausgewertet.

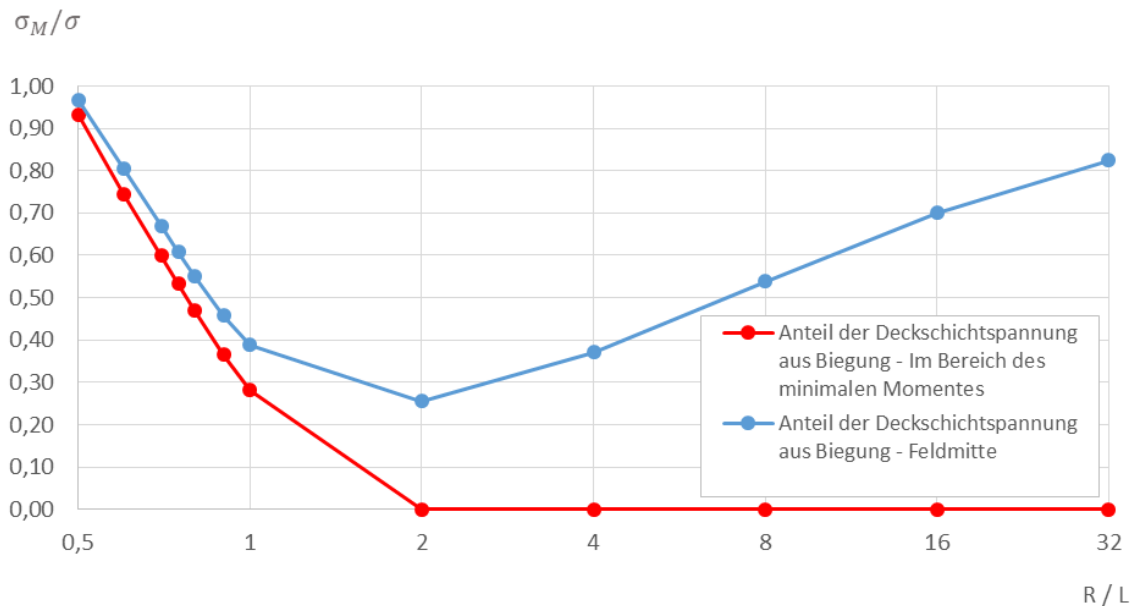


Abbildung 6-10: Anteil der Deckschichtdruckspannung aus Biegung vs. Bauteilkrümmung – L = 10 m, D = 120 mm

Figure 6-10: Percentage of the stresses resulting from acting bending Moments vs. curvature – L = 10 m, D = 120 mm

Es ist zu erkennen, dass die Beanspruchungen in den Deckschichten bei Sandwich-elementen mit Krümmungen von $R/L = 0,5$ aufgrund des großen Stiches und der großen Abweichung zwischen dem Verlauf der Stabachse und der Stützlinie nahezu vollständig aus Biegung resultiert. Mit abnehmender Krümmung und der daraus resultierenden Annäherung zwischen den Verläufen von Stabachse und Stützlinie wird der Anteil der Spannungen aus Biegung geringer und im Bereich des minimalen Momentes ab einer Krümmung $R/L = 2$ zu null. Auch in Feldmitte nimmt er bis zu dieser Krümmung hin ab, wächst anschließend jedoch wieder an. Mit abnehmendem Stich nähert sich das Tragverhalten des Zweigelenkbogens also dem Tragverhalten eines Einfeldträgers an und es bildet sich ein entsprechendes Feldmoment aus.

Wie bereits erläutert, werden durch die Kraftkomponente der resultierenden Auflagerkraft, die senkrecht zur Stabachse wirkt, für Krümmungen R/L von 0,5 bis einschließlich 1,0 Querkraft- und Momentenbeanspruchungen im Querschnitt erzeugt. Ab einer Krümmung R/L von 2 liegen die beiden Tangenten des Kreissegmentes und der Stützlinie nahezu deckungsgleich aufeinander (vgl. Abbildung 5-8). Aus diesen Überlegungen wurde eine Näherungsformel abgeleitet mit der sich die Größe der maßgebenden Druckspannung in der Deckschicht für Krümmungen R/L 0,5 bis einschließlich 2 bei Querschnitten mit gleichen Deckschichtdicken gut prognostizieren und so das Potential im Vergleich zu einem Einfeldträger etwa beziffern lässt:

$$\sigma_{min,appx} = -1,15 * S_{appx} \frac{1}{2A_F} - M_v \frac{1}{eA_F} \quad (6-11)$$

mit

$$S_{appx} = \sqrt{\left(\frac{V}{2}\right)^2 + H^2} \quad (6-12)$$

und

$$M_V = \sin(\gamma_B - \gamma_S) S_{appx} f * \frac{1}{3} \quad (6-13)$$

Die restlichen Werte können den Gleichungen (5-1) bis (5-10) in Abschnitt 5.5 entnommen werden. Die Stützweite des Systems geht dabei in die Ermittlung von S_{appx} ein. Ab einer Stützweite von 8 m liefert eine Abschätzung mit dieser Näherung ausschließlich für Schlankheiten $D/L \geq 0,0075$ sichere Ergebnisse. Die Gleichung (6-11) wurde an den Ergebnissen der numerischen Parameterstudie validiert und liefert für den genannten Bereich Ergebnisse, welche die Ergebnisse der FE-Berechnung um weniger als 3 % unterschreiten. Einziger Ausnahmefall ist eine Krümmung $R/L = 2$ bei einer Spannweite von $L = 12$ m ($D = 300$ mm). Hier werden die Spannungen mit Gleichung (6-11) um 3,7 % unterschätzt.

Auf Grundlage von Gleichung (6-11) wurden die Deckschichtspannung aller untersuchten Stützweiten, Elementdicken und Krümmungen berechnet. In Tabelle 6-5 und Tabelle 6-6 sind exemplarisch die Ergebnisse für eine Stützweite von $L = 10$ m und einer Elementdicke von $e = 120$ mm sowie $e = 200$ mm dargestellt. Den Ergebnissen kann entnommen werden, dass die maximale Deckschichtdruckspannung für die dargestellten Beispiele mit einer Überschreitung von maximal 9 % und einer maximalen Unterschreitung von 2 % vorhergesagt werden kann. Dabei sind die Überschreitungen größer als die Unterschreitungen, da der Näherungsansatz so kalibriert wurde, dass eine maximale Unterschreitung von 3 % im Regelfall nicht unterschritten wird. Die hier exemplarisch dargestellte Auswertung wurde für alle in der numerischen Parameterstudie berechneten Ergebnisse durchgeführt. Auf eine Darstellung aller Ergebnisse soll an dieser Stelle jedoch verzichtet werden.

Tabelle 6-5: Spannungen nach Gleichung (6-11) - $L = 10$ m; $e = 120$ mm

Table 6-5: Stresses according equation (6-11) - $L = 10$ m; $e = 120$ mm

Krümmung R/L	L = 10 m, e = 120 mm		
	Gl. (6-11)	Num. Modell	Verhältnis
0,5	-52,16 N/mm ²	-47,37 N/mm ²	1,10
0,6	-20,62 N/mm ²	-18,57 N/mm ²	1,11
0,7	-15,97 N/mm ²	-14,96 N/mm ²	1,07
0,75	-15,00 N/mm ²	-14,20 N/mm ²	1,06
0,8	-14,48 N/mm ²	-13,77 N/mm ²	1,05
0,9	-14,21 N/mm ²	-13,50 N/mm ²	1,05
1	-14,55 N/mm ²	-13,69 N/mm ²	1,06
2	-25,10 N/mm ²	-24,75 N/mm ²	1,01

Tabelle 6-6: Spannungen nach Gleichung (6-11) - $L = 10$ m; $e = 200$ mm

Table 6-6: Stresses according equation (6-11) - $L = 10$ m; $e = 200$ mm

Krümmung R/L	L = 10 m, e = 200 mm		
	Gl. (6-11)	Num. Modell	Verhältnis
0,5	-33,06 N/mm ²	-30,10 N/mm ²	1,10
0,6	-15,02 N/mm ²	-13,54 N/mm ²	1,11
0,7	-12,81 N/mm ²	-11,83 N/mm ²	1,08
0,75	-12,51 N/mm ²	-11,59 N/mm ²	1,08
0,8	-12,46 N/mm ²	-11,54 N/mm ²	1,08
0,9	-12,83 N/mm ²	-11,78 N/mm ²	1,09
1	-13,56 N/mm ²	-12,41 N/mm ²	1,09
2	-24,98 N/mm ²	-25,40 N/mm ²	0,98

6.3.5.3 Einfluss der Element-Dicke Effects of the panels thickness

Der Einfluss der Bauteildicke der Sandwichelemente wurde bereits im vorangegangenen Kapitel berücksichtigt. Die dort herausgearbeiteten Schlussfolgerungen sollen jedoch noch einmal anhand der Ergebnisse der numerischen Parameterstudie belegt werden. In Abbildung 5-7 und Abbildung 5-8 wurde gezeigt, dass der Stabverlauf des Kreissegmentbogens mit einer Krümmung R/L von 2 und seine Stützlinie unter Gleichlast nahezu aufeinander liegen. Dies wird durch die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie bestätigt. Abbildung 6-11 zeigt exemplarisch die Ergebnisse für eine Krümmung R/L von 2.

Dem Diagramm kann entnommen werden, dass sich die maximalen Deckschichtdruckspannungen bei einer Krümmung R/L von 2 unabhängig von der Elementdicke entwickeln. Die Kurven aller Bauteildicken liegen nahezu auf einer Geraden. Die Elementdicke hat allerdings nach wie vor Einfluss auf ihre kritische Last des Bogens, was dadurch deutlich wird, dass lediglich mit den Bauteilen ab einer Dicke von 200 mm die Spannweite von 30 m erreicht werden konnte.

Bei stärker gekrümmten und weniger stark gekrümmten Sandwichelementen treten im Gegensatz dazu jedoch Biegebeanspruchungen auf (vgl. Gl. (6-11)). Abhängig von der Größe der Biegebeanspruchungen entwickelt sich auch der Einfluss der Elementdicke. In Abbildung 6-12 werden die maximalen Deckschichtdruckspannungen für die unterschiedlichen Elementdicken bei einer Krümmung R/L von 0,7 dargestellt.

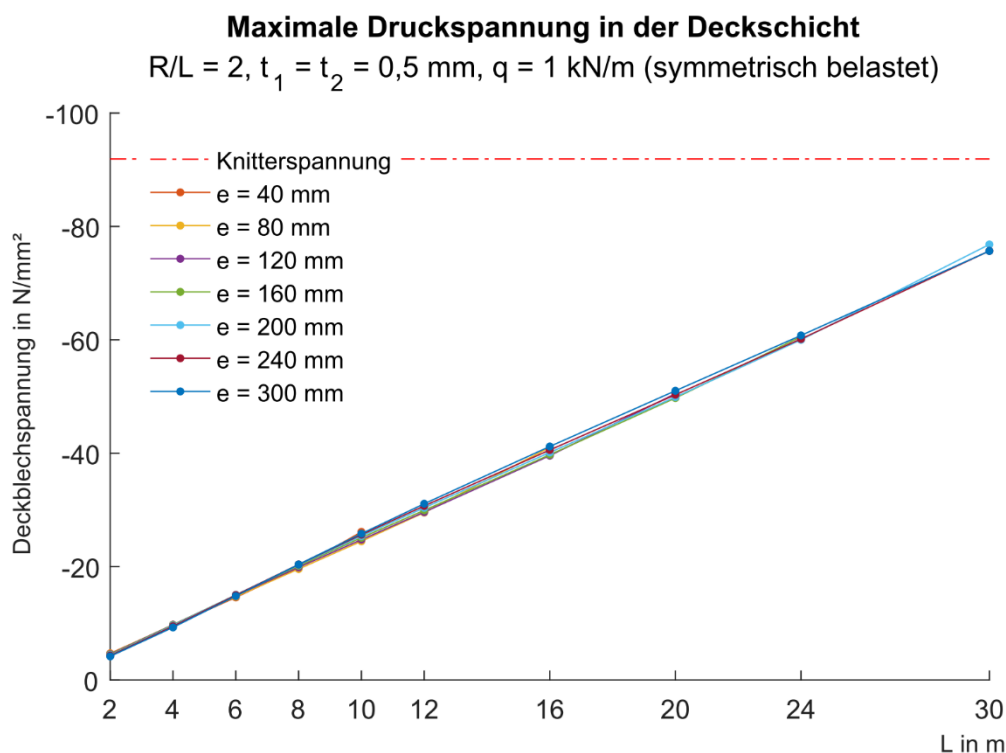


Abbildung 6-11: Deckschichtspannung je Bauteildicke - Krümmung $R/L = 2$

Figure 6-11: Stresses in the face sheets of each panel thickness – Curvature $R/L = 2$

Sind die Bemessungsschnittgrößen (Biegemoment und Normalkraft) bei der jeweiligen Krümmung und Bauteildicke bekannt, kann die Deckschichtspannung einer anderen Bauteildicke aus einem vorliegenden Ergebnis ermittelt werden. Setzt man beispielsweise voraus, dass sich die Schnittgrößen mit Gleichung (6-11) korrekt ermitteln lassen, ergibt sich der Anteil der Biegebeanspruchungen β wie folgt:

$$\beta \approx \frac{M_V \frac{1}{eA_F}}{\left(M_V \frac{1}{eA_F} + S_{appx} \frac{1}{2A_F} \right)} \quad (6-14)$$

Da die Deckblechspannungen aus Biegung vom inneren Hebelarm des Querschnitts abhängig sind, lassen sich die Spannungen unterschiedlicher Bauteildicken wie folgt in Zusammenhang bringen:

$$\sigma_2 = \sigma_1(1 - \beta) + \sigma_1\beta \frac{e_1}{e_2} \quad (6-15)$$

Für eine Stützweite von L gleich 12 m ($R/L = 0,7; D = 80 \text{ mm}$) ergibt sich β beispielsweise zu 0,67. Für eine Elementdicke von 80 mm ergibt sich aus dem Modell eine Spannung von 19,1 N/mm². Nach Gleichung (6-15) ergibt sich für eine Bauteildicke von 160 mm eine Spannung von 12,7 N/mm². Aus der Auswertung des zugehörigen numerischen Modells ergibt sich eine Spannung von 13,0 N/mm². Die Abweichung zwischen den beiden Werten beträgt etwa 2 %. Die Genauigkeit des Ergebnisses hängt natürlich direkt von der Genauigkeit der mit Gleichung (6-11) ermittelten Schnittgrößen

zusammen, das Beispiel macht jedoch deutlich, dass die abgeleiteten mechanischen Zusammenhänge prinzipiell richtig interpretiert wurden.

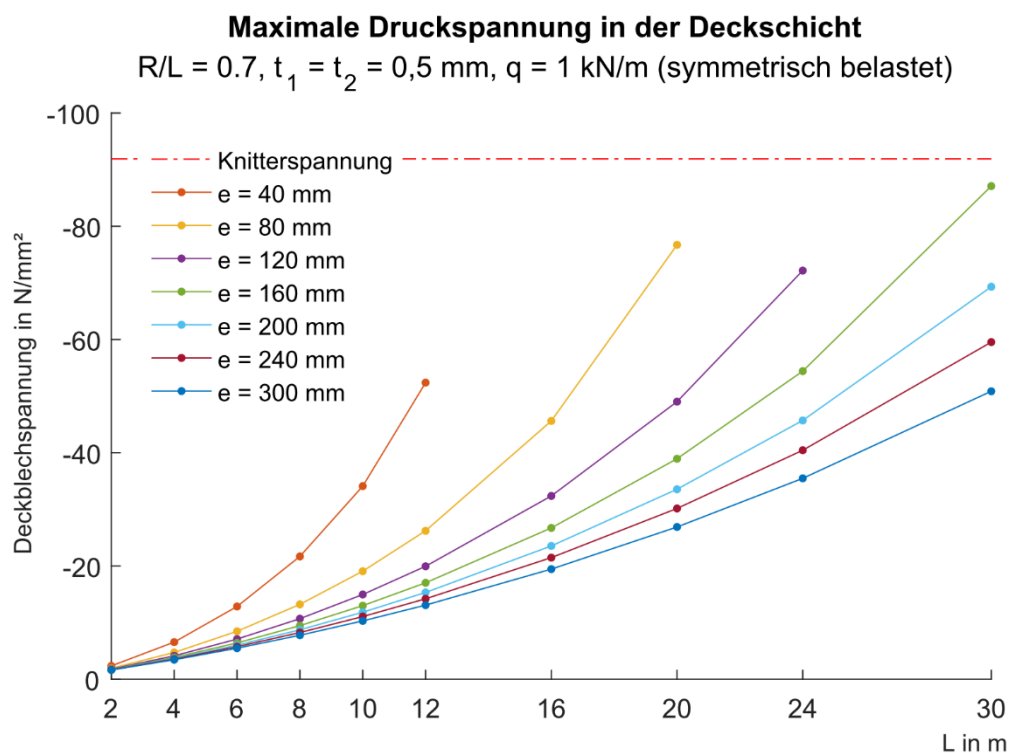


Abbildung 6-12: Deckschichtspannung je Bauteildicke - Krümmung $R/L = 0,7$

Figure 6-12: Stresses in the face sheets of each panel thickness – Curvature $R/L = 0.7$

Wie bereits erwähnt, resultieren die maximalen Deckschichtdruckspannungen der stark gekrümmten Bauteile mit einem R/L von 0,5 hauptsächlich aus Biegebeanspruchungen aus der Differenz zwischen Stützlinie und Verlauf der Stabachse (vgl. Abbildung 6-10). Mit abnehmender Krümmung und daraus resultierender Annäherung zwischen Stabachse und Stützlinie nimmt dieser Anteil immer weiter ab, bis er bei einer Krümmung von R/L gleich 2 etwa null wird (vgl. Abbildung 6-10). Nimmt die Krümmung der Bauteile weiter ab, wächst der Anteil der Biegebeanspruchungen abermals an, allerdings treten die Biegemomente abweichend von den bisher betrachteten in Feldmitte auf (s. Abbildung 6-13). Dieser Zusammenhang wurde bereits unterhalb des Diagramms in Abbildung 6-10 dargestellt.

In den Diagrammen, in denen die Ergebnisse für die jeweilige Krümmung aufgetragen wurden, kann dieser Zusammenhang daran abgelesen werden, dass die Kurven der einzelnen Elementdicken für die stark gekrümmten Bögen zunächst weit auseinander liegen, bei einer Krümmung von R/L gleich 2 nahezu auf einer Geraden zusammen fallen und sich bei einer weiteren Abnahme der Krümmung abermals voneinander entfernen. In den dünnen Bauteilen treten dabei stets größere Beanspruchungen auf als in den dicken Bauteilen gleicher Stützweite (vgl. Abbildung 6-12 und Abbildung 6-13).

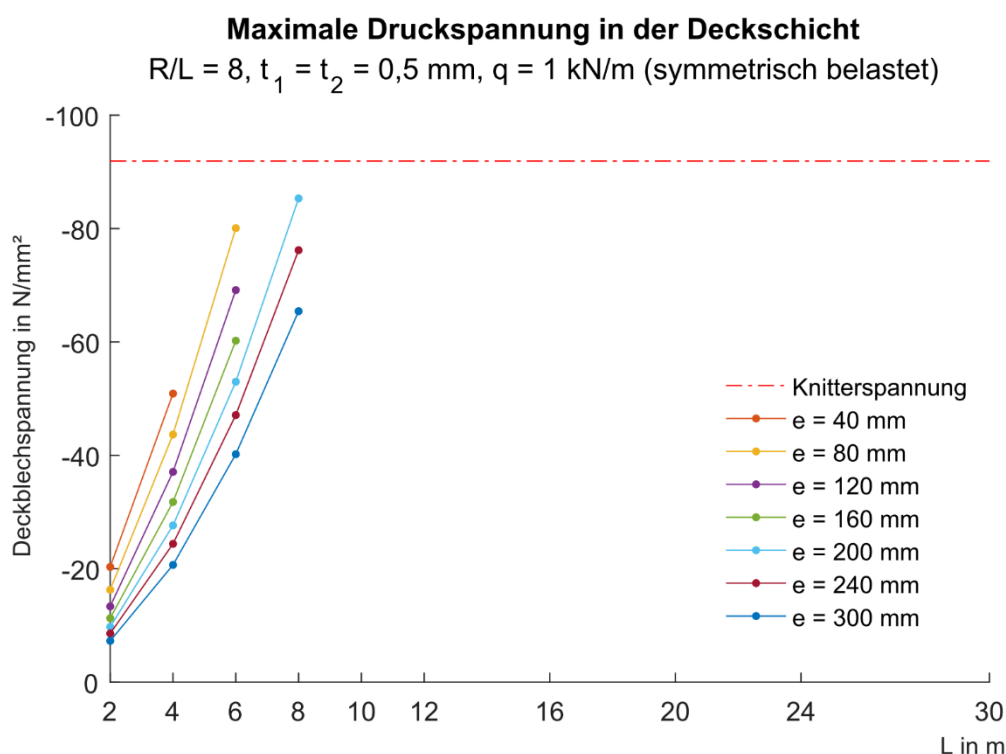


Abbildung 6-13: Deckschichtspannung je Bauteildicke - Krümmung $R/L = 8$

Figure 6-13: Stresses in the face sheets of each panel thickness – Curvature $R/L = 8$

Da die schwach gekrümmten Sandwichelemente jedoch sowohl aus gestalterischer Sicht als auch hinsichtlich des statischen Potentials nicht sehr interessant sind (vgl. Abbildung 6-8), soll dieser Zusammenhang an dieser Stelle nicht ausführlicher untersucht werden. Gerade unter Berücksichtigung von realen horizontalen Nachgiebigkeiten der Auflager ist davon auszugehen, dass dieser Effekt verstärkt wird und das Potential dieser Bögen im Vergleich zum Biegebalken somit weiter zurückgeht.

6.3.5.4 Abschätzung der Anwendungsgrenzen Assessment of the limit of applicability

Abbildung 6-14 zeigt eine Übersicht über den Anteil an stabilen Modellen in Abhängigkeit von der Stützweite jeweils unter symmetrischer und unsymmetrischer Belastung. Zunächst wird die Vermutung, dass die Bogentragwerke empfindlich auf unsymmetrische Belastungen reagieren bestätigt. Dabei ist zu beachten, dass die unsymmetrisch belasteten Systeme in Summe jeweils nur durch die Hälfte der Last beansprucht werden. Während aus diesem Grund im Bereich kurzer Stützweiten, im Vergleich zu den symmetrisch belasteten Systemen, zunächst in mehr Modellen eine Konvergenz gefunden werden konnte, geht der Anteil der stabilen Modelle mit anwachsen der Stützweite deutlich stärker zurück, als bei den Bögen unter Gleichstreckenlast. Ab einer Stützweite von 12 m geht der Anteil der stabilen Modelle deutlich zurück. Ab einer Spannweite von 24 m konnte in keinem System mehr Gleichgewicht gefunden werden. Eine genauere Betrachtung der Ergebnisse macht deutlich, dass die meisten gekrümmten Sandwichelemente bis zu einer Spannweite von 12 m ein gutes Tragverhalten aufweisen. Eine Ausnahme hiervon stellen die dünnen Bauteile mit einer Dicke von 40 mm und kleinen Krümmungen von $R/L \geq 8$ dar. In einer ersten Näherung

sollen daher Spannweiten $L \leq 12$ m, eine Elementdicke von $D \geq 80$ mm und eine Krümmung von $R/L \leq 4$ als Anwendungsgrenzen abgeschätzt werden, in denen eine Realisierung dieser Bogentragwerke unter den untersuchten Randbedingungen grundsätzlich möglich scheint.

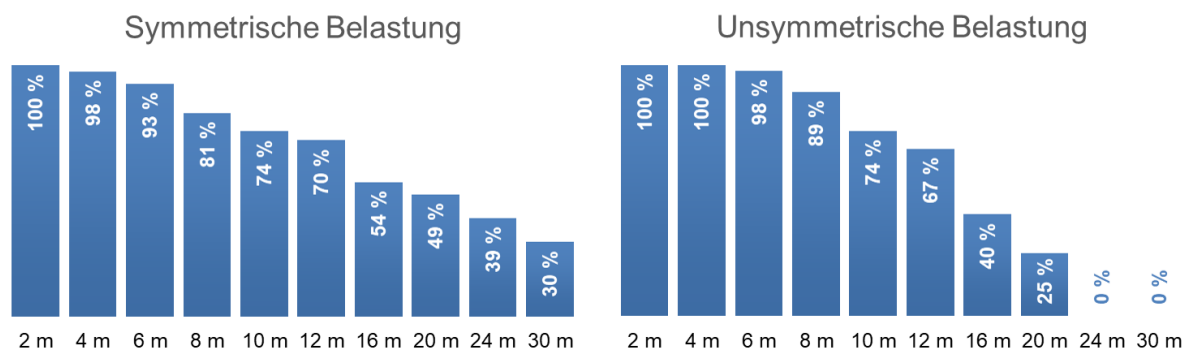


Abbildung 6-14: Anteil der stabilen Modelle je Stützweite

Figure 6-14: Percentage of stable models for each span

Werden die Elemente im Dachbereich beheizter Gebäude eingesetzt, sind die Anforderungen an den Wärmeschutz zu erfüllen. In Deutschland fordert die EnEV, Anlage 2 für Nichtwohngebäude bei einer Nutzungstemperatur von über 19 °C einen U-Wert von höchstens $0,20$ W/(m²K). Dieser U-Wert würde von Sandwichelementen mit PU-Kern ab einer Dicke von 120 mm erfüllt (vgl. Möller et al. 2011, Tabelle 11-1). Für eine Beurteilung der gesamten Dachkonstruktion sind jedoch zusätzlich die Einflüsse der Fugen und Auflagerdetails zu berücksichtigen, die den U-Wert der gesamten Konstruktion negativ beeinflussen. Vor diesem Hintergrund kann für einen weiteren Anwendungsbereich davon ausgegangen werden, dass mit Elementdicken von $D \geq 160$ mm Stützweiten bis $L \leq 16$ m für Krümmungen $R/L \leq 2$ realistisch scheinen.

Viele Bogentragwerke jenseits dieser Grenzen zeigen trotzdem ein gutes Tragverhalten, allerdings hängen die Beanspruchungen im Bauteil stark von den Dicken der Sandwichelemente, ihrer Krümmung und den einwirkenden Lasten ab, sodass keine generalisierte Aussage möglich ist. Diese Systeme sind daher grundsätzlich für den jeweiligen Fall individuell zu untersuchen.

6.4 Statische Berechnung unter der Berücksichtigung von Temperaturlasten

Structure analyses taking into account thermal loads

Für eine genauere Prognose hinsichtlich der erreichbaren Spannweiten wurde im Rahmen der numerischen Untersuchungen eine Statische Berechnung eines Sandwichbogens in einem Tonnendach einer Hallenkonstruktion aufgestellt (IfSW (2019c)). Der untersuchte Bogen wurde mit realistischen Lastfällen beaufschlagt, die den Technischen Baubestimmungen Deutschlands genügen. Neben realen Wind- und Schneelasten für einen Standort unter 325 m über dem Meeresniveau in der Windlastzone 2 und Schneelastzone 2 wurden auch Temperaturlasten berücksichtigt, die bei statisch unbestimmten Sandwichtragwerken zu Zwangsbeanspruchungen führen können.

Im Rahmen der Berechnungen konnte für die in Tabelle 6-7 aufgelistet Zweigelenbögen aus Sandwichelementen mit ebenen Deckschichten für die bei einer Stützweite von 16 m eine ausreichende Tragsicherheit nachgewiesen werden.

Tabelle 6-7: Ergebnisse der Statischen Berechnung – Tragsichere Zweigelenbögen

Table 6-7: Results of the structural analysis – Stable two-hinged arches

Bauteilkrümmung	Bauteildicke	Kernmaterial		Deckschichten	
		G _C	E _C	t _{F1}	t _{F2}
R/L = 1	300 mm	4,0 N/mm ²	4,0 N/mm ²	0,88 mm	0,88 mm
R/L = 1	300 mm	4,0 N/mm ²	4,0 N/mm ²	0,88 mm	1,00 mm
R/L = 0,75	240 mm	4,0 N/mm ²	4,0 N/mm ²	0,88 mm	0,88 mm
R/L = 0,75	300 mm	4,0 N/mm ²	4,0 N/mm ²	0,88 mm	0,88 mm
R/L = 0,75	300 mm	4,0 N/mm ²	4,0 N/mm ²	1,00 mm	1,00 mm

6.5 Experimentelle Untersuchungen Experimental studies

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden Traglastversuche an realen gekrümmten Sandwichelementen durchgeführt, um die Schlussfolgerungen aus den theoretischen Untersuchungen zu verifizieren. Auf Grundlage der theoretischen Vorüberlegungen wurden relevante Krümmungen für die experimentellen Untersuchungen ausgewählt. Im Rahmen ihrer Auswertung wurden die Bauteilversuche mit den in Abschnitt 6.1 vorgestellten FEM-Modellen modelliert und die Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen verglichen, um die Ergebnisse der numerischen Modelle zu validieren. Die experimentellen Untersuchungen und ihre Ergebnisse sind in IfSW (2019a) ausführlich dokumentiert.

6.5.1 Herstellung der Probekörper Production of the specimens

Die Probekörper für die Bauteilversuche sollte im Rahmen des Projektes händisch hergestellt werden. Hierzu wurden umfassende Voruntersuchungen hinsichtlich des Schäumens mit zweikomponentigem PU-Hartschaum sowie einkomponentigem PU-Klebstoff durchgeführt.

6.5.1.1 Voruntersuchungen Preliminary studies

Die Voruntersuchungen haben gezeigt, dass die Herstellung eines homogenen PU-Hartschaums trotz unterschiedlicher Überlegungen zu alternativen Einbringverfahren unter den vorhandenen Laborbedingungen nicht möglich war. In den Vorversuchen wurden kurze gerade Sandwichbalken hergestellt, aus denen jeweils 10 Probekörper für die Würfelversuche hergestellt werden sollten.



Abbildung 6-15: Schalung für die Voruntersuchungen

Figure 6-15: Formwork for the preliminary studies

Die Bauteile mit den Abmessungen von 1100 x 200 x 40 mm (L x B x D) wurden in einer Schalung geschäumt, die aus einem Rahmen aus Quadratrohren hergestellt wurde, der auf eine Grundplatte aus einer Siebdruckplatte geschraubt wurde (s. Abbildung 6-15). Das obere Deckblech wurde dabei auf den Rahmen aufgelegt und nach dem einbringen des zweikomponentigen Schaums (Reca 2 K Zargenschaum, treibgaslos) durch Stahlplatten beschwert.

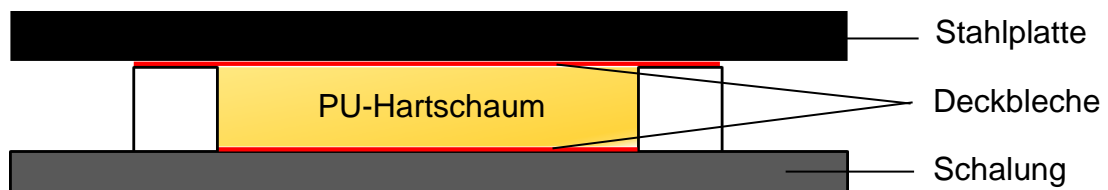


Abbildung 6-16: Schematische Darstellung – Herstellung der Probekörper für die Voruntersuchungen

Figure 6-16: Sketch – Production process of panels in the preliminary studies

Ein Vergleich zwischen unterschiedlichen Vorbehandlungsmaßnahmen der Deckbleche hat gezeigt, dass durch das Entfernen der organischen Beschichtung mit Hilfe eines Vibrationsschleifers mit Korundschleifpapier mit einer Körnung von 180, Reinigung mit Hilfe von Aceton und dem anschließenden Auftrag eines Haftvermittlers (Bostik Supergrip 5001) ein guter Haftverbund zwischen Deckblech und Polyurethan erreicht werden konnte. Der PU-Hartschaum hingegen wies hinsichtlich der Steifigkeiten, Festigkeiten und Rohdichte jedoch große Inhomogenitäten auf. Die ausführlichen Ergebnisse der Voruntersuchungen sind in IfSW (2019b) dokumentiert.

6.5.1.2 Herstellung gekrümmter Sandwichelemente Production of curved sandwich panels

Um einen Prozess für die Herstellung gekrümmter Sandwichelemente mit Hilfe der ZipShape-Methode zu entwickeln, wurden weitere Voruntersuchungen zum Kleben mit

einem einkomponentigem PU-Klebstoff durchgeführt. Dieser sollte zum Verkleben entlang der Schnittkanten des Kernmaterials eingesetzt werden (s. Abbildung 3-6). Die Vorversuche haben jedoch gezeigt, dass eine gleichförmige Klebeverbindung, insbesondere der vertikalen Kanten, voraussichtlich nicht sichergestellt werden kann, da es hier zu einem Herunterlaufen des Klebers kommt. Eine homogene Verbindung und Tragwirkung des Kernmaterials ist in der geplanten Größenordnung somit aller Voraussicht nach nicht zu erreichen.

Die theoretischen Voruntersuchungen haben gezeigt, dass für die gekrümmten Sandwichelemente ähnliche Knitterspannungen zu erwarten sind wie für gerade Sandwichelemente (vgl. Abschnitt 5.6.2.1). Aufgrund dieser Tatsache sollte in den Versuchen insbesondere das globale Tragverhalten gekrümmter Sandwichbalken realistisch abgebildet werden sollte, um anhand der Ergebnisse den Modellierungsansatz mit Hilfe der FEM zu validieren, wurde entschieden von der Herstellung der Probekörper mit Hilfe der ZipShape-Methode Abstand zu nehmen.

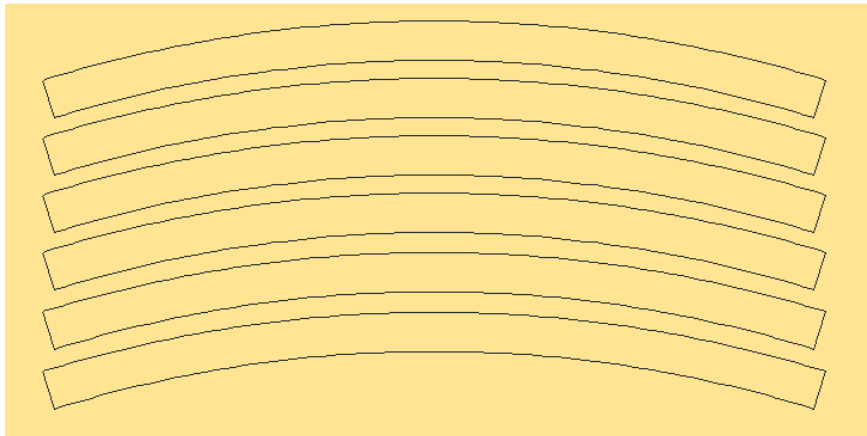


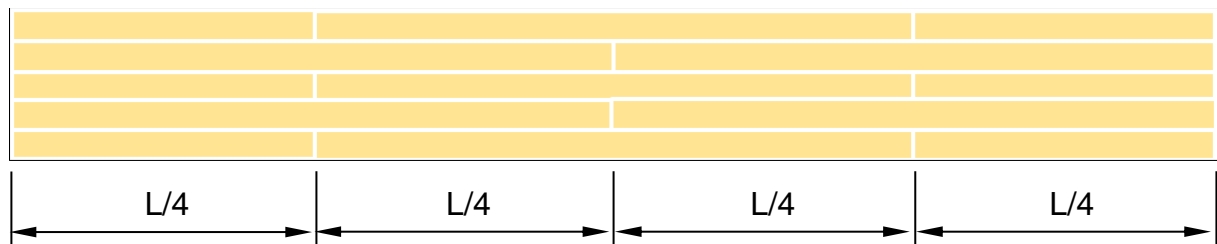
Abbildung 6-17: Anordnung der Lamellen je Dämmtafel

Figure 6-17: Positioning of the lamellas on the insulation board

Stattdessen wurden die gekrümmten Sandwichelemente mit einem Kern aus XPS-Hartschaum-Lamellen hergestellt, dieser ist im Baustoffhandel in Dämmtafeln erhältlich und kann im Gegensatz zu PU-Hartschäumen leicht mit Hilfe eines Heißdraht-Schneidegerätes zugeschnitten werden (s. Abbildung 6-17).

Durch die Herstellung der Sandwichelemente mit Hilfe von Lamellen sind Stöße unvermeidbar. Wie bereits oben diskutiert wurde ausgeschlossen, dass es möglich ist die Lamellen untereinander homogen zu verkleben. Somit wurden sie für die einachsigen Bauteilversuche, analog zu dem Vorgehen bei der Herstellung von Sandwichelementen mit Mineralwollkern nicht planmäßig verbunden. So entstehen im Balken global betrachtet zwar Unstetigkeiten in der Schubsteifigkeit des Kernes, allerdings treten diese ausschließlich an definierten Stelle auf und können im Modell entsprechend abgebildet werden. Die Stöße wurden auf Grundlage numerischer Voruntersuchungen so positioniert, dass sie die Traglast der Sandwichelemente so wenig wie möglich beeinflussen (s. Abbildung 6-18).

Gekrümmte Sandwichelemente



Gerade Sandwichelemente

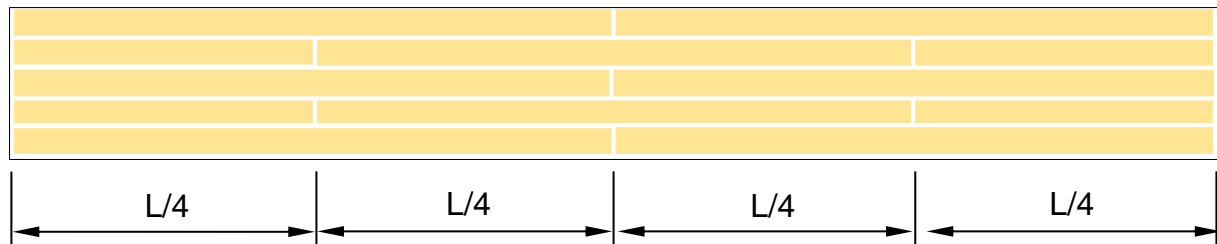


Abbildung 6-18: Positionierung der Lamellen im Sandwichelement – Draufsicht

Figure 6-18: Positioning of the lamellas in the sandwich panel – Top view

Mit dem Verfahren wurden sowohl die gekrümmten Sandwichelemente als auch gerade Sandwichelemente in entsprechenden Schalungen hergestellt. Die innere Beschichtung der Deckbleche wurde auf Grundlage der Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen abgeschliffen (Vibrationsschleifer, Korundpapier 180) und anschließend gründlich mit Aceton gereinigt. Je Arbeitsgang wurde jeweils eine der beiden Deckschichten geklebt. Als Klebstoff wurde ein einkomponentiger PU-Klebstoff (Jowat Faser PUR 686.60) in Kombination mit einem Haftvermittler (Bostik Supergrip 5001) verwendet. Vor dem Auftrag des Klebstoffes wurden die Deckschichten mit einem Sprühnebel aus Wasser benetzt, um dem Klebstoff ausreichend Feuchtigkeit zum Abbinden bereitzustellen.

6.5.2 Prüfprogramm Test programme

Das Prüfprogramm ist an ein übliches Prüfprogramm für die Zulassungsversuche von Sandwichelementen in Deutschland angelehnt. Die Versuche hierzu sind in DIN EN 14509, Anhang A geregelt. Diese sollen wenn möglich auch auf die gekrümmten Sandwichelemente angewendet werden. Die Erkenntnisse und Entscheidungen hinsichtlich der Herstellung der Probekörper haben auch das ursprünglich angedachte Prüfprogramm beeinflusst. Die Hintergründe sollen in diesem Abschnitt kurz dargelegt werden.

6.5.2.1 Festlegung der erforderlichen Versuche Definition of the required tests

Zu Projektbeginn war geplant zwei unterschiedliche Bauteildicken aus Bauteilen jeweils unterschiedlicher Hersteller zu untersuchen, die mit Stahldeckschichten aus unterschiedlichem Material hergestellt wurden. Es sollten Bauteile mit einer eher kleinen

Krümmungsradius, einem eher großen Krümmungsradius sowie gerade Sandwichelemente getestet werden.

Im Rahmen der der Auswertung der numerischen Untersuchungen konnte bereits vor Beginn der experimentellen Untersuchungen neben dem Einfluss der Bauteilkrümmung auch der Einfluss der Bauteildicke auf das Tragverhalten herausgearbeitet werden (s. Abschnitt 6.3.5). Weiter kann aufgrund der bezogen auf die Knitterwelllänge großen Krümmungsradien davon ausgegangen werden, dass sich die Knitterspannung gerader und gekrümmter nicht grundsätzlich unterscheidet (s. Abschnitt 5.6.2).

Es ist also davon auszugehen, dass ein herstellenspezifischer Schäumprozess gekrümmter Sandwichelemente die Knitterspannung wesentlich beeinflusst, während die Krümmung der Deckschicht sowie der Einfluss der benachbarten Deckschicht ab einer Bauteildicke von etwa $D \geq 80$ mm aller Voraussicht nach keine Rolle spielen. Eine Auswertung über den Einfluss unterschiedlicher Schaumsysteme und Deckschichtmaterialien ursprünglich gerade hergestellter Sandwichelemente ist daher nicht aussagekräftiger als die theoretischen Vorüberlegungen. Auf einer Untersuchung unterschiedlicher Kern- und Deckschichtmaterialien wurde im Rahmen dieses Projekts daher verzichtet.

Da die Probekörper, aus den im Abschnitt 6.5.1.2 dargelegten Gründen, mit einem Kernmaterial aus XPS-Hartschaum Lamellen hergestellt wurden, ist davon auszugehen, dass sich das die beobachteten Langzeiteffekte nicht auf gekrümmte Sandwichelemente übertragen lassen, die mit einem Kernmaterial aus PU-Hartschaum hergestellt wurden. Auch hinsichtlich Langzeiteffekte ist davon auszugehen, dass Spannungsspitzen aus einer fehlerhaften Verklebung der ZipShape Fugen die Ergebnisse wesentlich und schwer nachvollziehbar beeinflussen würden. Auf Zeitstandsversuche mit den Sandwichelementen mit XPS-Kernmaterial wurde daher verzichtet.

Um einen Einfluss der Ausrichtung des Kernmaterials auf die Versuchsergebnisse bedingt durch die Lage der Lamelle in der XPS-Dämmtafel auszuschließen (s. Abbildung 6-17), wurden ergänzend zu den Querkzug- und Querkdruckversuchen an Würfeln mit applizierter Deckschicht Querkdruck- sowie Längsdruckversuche am Kernmaterial durchgeführt (s. Pos. 4 und 5 des Prüfprogramms). Da die Knitterspannung im Sandwichbau üblicherweise mit dem Mittelwert der Querkdruck- und die Querkzugsteifigkeit ermittelt wird, kann davon ausgegangen werden, dass sich die prinzipiellen Erkenntnisse aus den geplanten Quer- und Längsdruckversuchen auf die Ergebnisse etwaiger Querkzug- und Längszugversuche übertragbar sind.

Unter Berücksichtigung der genannten Punkte ergab sich für die experimentelle Untersuchung der gekrümmten Sandwichelemente, dass in Tabelle 6-8 dargestellte Prüfprogramm.

Tabelle 6-8: Prüfprogramm – Gekrümmte Sandwichelemente

Table 6-8: Test programme – Curved Sandwich Panels

Pos	Höhe D in mm	Länge l in mm	Breite b in mm	Versuchsart	Versuchslage	Anzahl	Messung	Bezeichnung der Versuche
Würfelversuche								
1	60	100	100	Zug 20°	Kraftrichtung senkrecht zu den Deckschichten	10	1 Kraft, 4 Wege	XPS_z2_1_1 bis XPS_z2_1_10
2	60	100	100	Druck 20°	Kraftrichtung senkrecht zu den Deckschichten	10	1 Kraft, 4 Wege	XPS_d2_2_1 bis XPS_d2_2_10
3	50	50	100	Schub 20°	Gelenkrahmenversuch	10	1 Kraft, 2 Wege	XPS_s_3_1 bis XPS_s_3_10
4	50	50	50	Druck 20°	Kraftrichtung senkrecht zu den Deckschichten	10	1 Kraft, 4 Wege	XPS_d2_4_1 bis XPS_d2_4_10
5	50	50	50	Druck 20°	Kraftrichtung senkrecht zu den Deckschichten	10	1 Kraft, 4 Wege	XPS_d2_5_1 bis XPS_d2_5_10
6	50	50	50	Dichte	-	20	Kerngeometrie, Gewicht	XPS_d2_4_1 bis XPS_d2_4_10 und XPS_d2_5_1 bis XPS_d2_5_10
Deckblechversuche								
7	-	-	-	Deckschicht	2 aus je 2 Blechtafeln	4	1 Kraft, 1 Weg	XPS_ds_6_1 bis XPS_ds_6_4
Bauteilversuche								
8	60	2000	240	Zweigelenkbogen	-	3	1 Kraft, 2 Wege, 8 DMS	XPS_bo_11_1 bis XPS_bo_11_3
9	60	2000	240	Zweigelenkbogen	-	3	1 Kraft, 2 Wege, 8 DMS	XPS_bo_11_1 bis XPS_bo_11_3
10	60	2100	240	Einfeldträger	-	3	1 Kraft, 2 Wege, 3 DMS	XPS_ba_12_1 bis XPS_ba_12_3

6.5.2.2 Versuchsablauf und -aufbau – Schubversuche Testing procedure and setup of the shear tests

Da der Schubalkenversuch aus DIN EN 14509, Anhang A.3 auf gekrümmte Sandwichelemente nicht angewendet werden kann, wurde im Rahmen dieses Projektes ein alternativer Versuchsaufbau entwickelt. Die Grundlage hierzu bildet der Gelenkquadratversuch, der beispielsweise von Jungbluth und Berner (1986) beschrieben wird. Dieser wurde im Rahmen von Voruntersuchungen modifiziert und die zunächst die detektierten Fehlerquellen ausgemerzt. Ergebnis ist der modifizierte Gelenkquadratversuch

Abweichend zu dem von Jungbluth und Berner (1986) beschriebenen Versuchsaufbau werden die Probekörper in ein aus zwei 0,50 mm dicken Blechen zusammengesetztes

Quadrat eingeklebt. In einer Universalprüfmaschine wird die in den Blechrahmen eingeklebte Probe auf Zug beansprucht. Die gleichförmige Verfahrgeschwindigkeit wird so gewählt, dass entsprechend DIN EN 14509, Anhang A.3 ein Versagen zwischen $1 \text{ min} \leq t \leq 5 \text{ min}$ eintrat. Dabei wird stetig die Verzerrung der Versuchskörper über Wegaufnehmer jeweils in Achse der Diagonalen der Probe auf der Vorder- und Rückseite gemessen. In Abbildung 6-19 ist der Versuchsaufbau dargestellt.

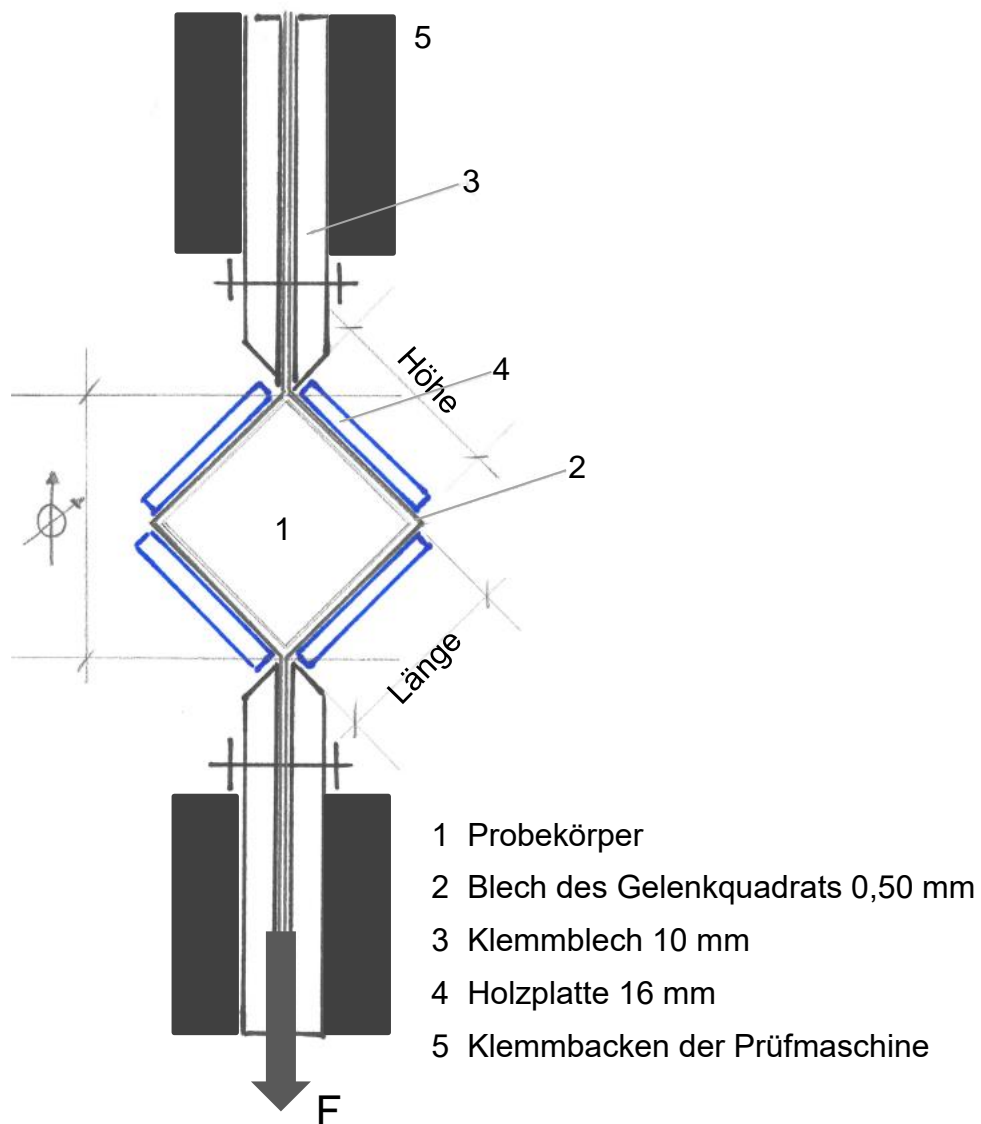
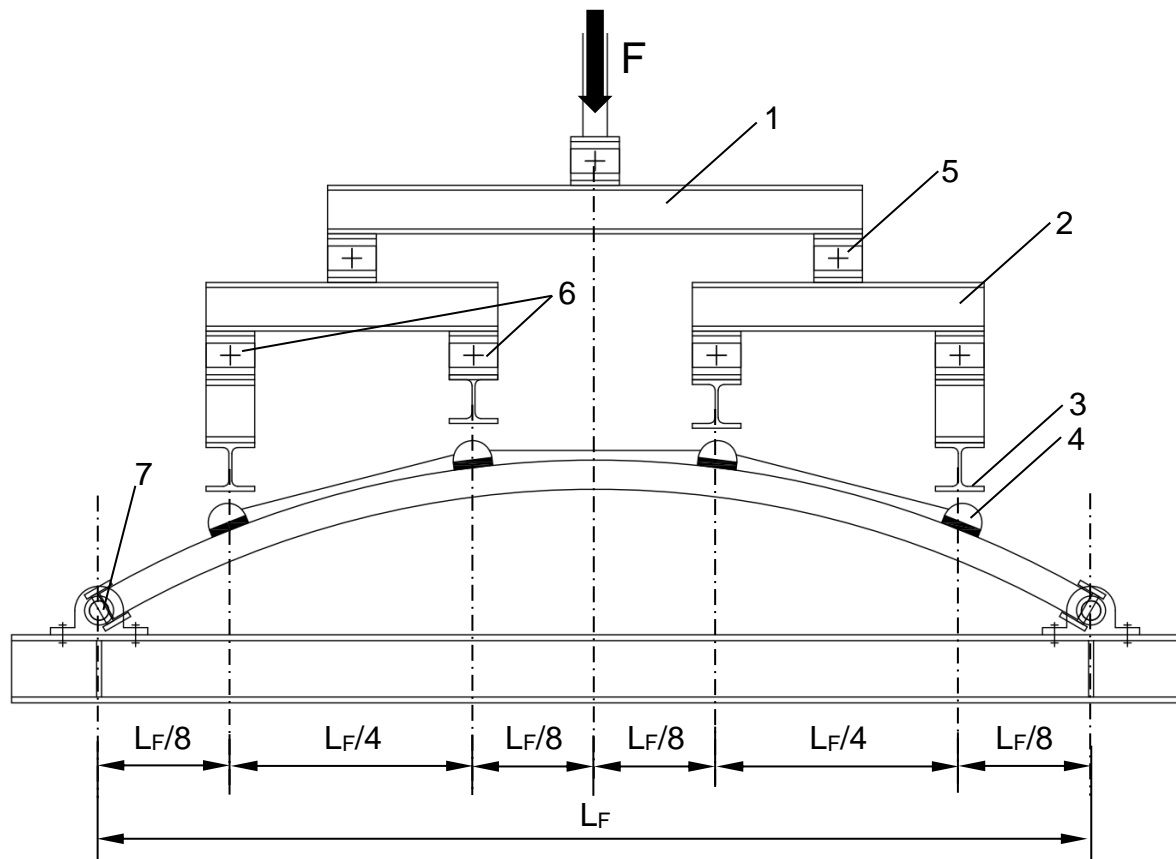


Abbildung 6-19: Modifizierter Gelenkquadratversuch

Figure 6-19: Modified "Gelenkquadrat" test

6.5.2.3 Versuchsablauf und -aufbau – Gekrümmte Sandwichelemente Testing procedure of the full scale tests on curved sandwich panels

Bauteilversuche zu Ermittlung der Traglast gerader Sandwichelemente im ungestörten Bereich werden in der Regel nach DIN EN 14509 Anhang A.5 durchgeführt. Hier kann zwischen unterschiedliche Möglichkeiten der Applikation der Last gewählt werden. Eine übliche Vorgehensweise ist die Annäherung des Momentenverlaufs unter Gleichstreckenlast mit Hilfe einer Lastbrücke, welche den Sandwichbalken an je vier Stellen mit einer Einzellast belastet (s. Bild A.8, DIN EN 14509).



L_F = Stützweite des Systems

F = Prüflast über Hydraulikzylinder

1 – 3 HEB 100

4 Rundhölzer mit Gummi 240x80x16

5 Lagerung gelenkig

6 Lagerung gelenkig

7 Auflagerkonstruktion in Stehlager

Alle Maße in mm

Abbildung 6-20: Versuchsaufbau – Gekrümmte Sandwichelemente

Figure 6-20: Test setup – Curved sandwich Panels

Die gekrümmten Sandwichelemente werden in einem Zweigelenkbogen-System getestet. Hierzu werden die beiden Auflager vertikal sowie horizontal fixiert und freidrehbar ausgeführt. Die Gleichstreckenlast wird in Anlehnung an DIN EN 14509 Anhang A.5 mit vier Einzellasten aufgebracht. Die Neigung durch die Krümmung der Bauteile wird durch halbierte Rundhölzer ausgeglichen, die mit einer Gummimatte

unterfüttert werden, um Spannungsspitzen zu vermeiden. Die durch die Schräg aufliegenden Hölzer entstehenden Abtriebskräfte werden innerhalb der Lasteinleitungs-konstruktion mit Hilfe von Stahlseilen kurzgeschlossen (s. Abbildung 6-20). Der hydraulische Prüfzylinder wird in Anlehnung an DIN EN 14509 Anhang A.5 mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit ausgefahren, so dass die Versuchszeit bis zum Versagen des Prüfkörpers zwischen 5 min und 15 min beträgt. Weitere Details zu Versuchsaufbau und -durchführung können dem Prüfbericht 19-100 (IfSW (2019a)) entnommen werden.

6.5.2.4 Versuchsergebnisse **Test results**

Die Versuchsergebnisse können dem Prüfbericht 19-100 (IfSW (2019a)) dieses Berichtes entnommen werden. Im folgenden Abschnitt wird eine Auswertung der Ergebnisse vorgenommen.

6.5.3 Versuchsauswertung **Test evaluation**

In diesem Abschnitt werden zunächst die Ergebnisse der Versuche ausgewertet und hinsichtlich des Tragverhaltens sowie der erreichten Knitterspannungen ausgewertet. Anschließend werden die Ergebnisse einer Nachmodellierung der Versuche mit Hilfe der in Abschnitt 6.1 beschriebenen FEM-Modelle diskutiert.

6.5.3.1 Auswertung der Versuchsergebnisse **Evaluation of the test results**

Die Versuche zur Bestimmung der Materialeigenschaften ergaben, dass der verwendete XPS-Hartschaum wider Erwarten deutlich größere Steifigkeiten aufweist, als die im Sandwichbau üblicherweise eingesetzten PU-Hartschäume. Die Mittelwerte sowie die Standardabweichungen der Ergebnisse sind Tabelle 6-9 zusammengefasst.

Tabelle 6-9: Ergebnisse der Materialuntersuchungen

Table 6-9: Test results of the material tests

Versuch	Querzug	Querdruck	Schub
Mittelwert des Steifigkeitsmodul	16,08 N/mm ²	11,28 N/mm ²	9,02 N/mm ²
Standardabweichung	1,79 N/mm ²	1,35 N/mm ²	0,74 N/mm ²
Festigkeit	0,3851 N/mm ²	0,1834 N/mm ²	0,2184 N/mm ²
Standardabweichung	0,0171 N/mm ²	0,0247 N/mm ²	0,0163 N/mm ²
Mittelwert des Steifigkeitsmodul	13,68 N/mm ²		-

Für die Auswertung der Traglastversuche wird auf Grundlage der ermittelten Werkstoffkennwerte vorab die ideale Knitterspannung nach Gleichung (8.50) in Stamm und Witte (1974) ermittelt:

$$\sigma_{xk} = 0,82^3 \sqrt{9,02 * 13,68 * 210.000} = 242,7 \text{ N/mm}^2$$

Setzt man voraus, dass die Imperfektionen der Deckschichten etwa in der Größenordnung liegen, die von Linke (1978, Abbildung 1.6/3) angenommen und durch Berner et al. (2006) mit Hilfe von 3D-Laserscans bestätigt wurden. Unter Berücksichtigung der in den Querschnittversuchen ermittelten Zugtragfähigkeit des Kerns wird an dieser Stelle zusätzlich die Traglast nach Stamm und Witte (1974, Gl. 8.79) berechnet werden:

$$\sigma_{xT} = \frac{1}{1 + 3 \frac{W_1 \sqrt{G_C E_C}}{\alpha_x f_{ct}}} \sigma_{xk} = \frac{1}{1 + 3 * 0,002 \frac{\sqrt{9,02 * 13,68}}{0,3851}} \sigma_{xk} = 0,85 \sigma_{xk} = 206,3 \text{ N/mm}^2$$

An dieser Stelle soll noch einmal überprüft werden, ob eine unabhängige Betrachtung der beiden Deckschichten gerechtfertigt ist (vgl. Abschnitt 5.6.2.1):

$$B_F = \frac{E_F t_F^3}{12(1 - \nu_F^2)} = \frac{210.000 * 0,43^3}{12(1 - 0,3^2)} = 1528,98 \text{ Nmm}^2$$

$$K_C = \frac{2(1 - \nu_C)}{3 - 4\nu_C} \sqrt{\frac{2G_C E_C}{1 + \nu_C}} = \frac{2(1 - 0)}{3 - 4 * 0} \sqrt{\frac{2 * 9,02 * 13,68}{1 + 0}} = 10,47 \text{ N/mm}^2$$

Der Grenzwert der Elementdicke, ab der eine dicke Kernschicht vorliegt ergibt sich für ein rein druckbeanspruchtes Bauteil zu:

$$h_c \geq \sqrt[3]{\frac{\chi 2\pi^3 B_F}{K_C}} = \sqrt[3]{\frac{2,90 * 2\pi^3 B_F}{K_C}} = 29,72 \text{ mm}$$

Somit kann der Theorie nach davon ausgegangen werden, dass die beiden Deckschichten sich im ungestörten Bereich hinsichtlich ihrer kritischen Spannung nicht gegenseitig beeinflussen.

Die Bauteilversuche wurden hinsichtlich der Knitterspannung der versagenden Deckschicht ausgewertet. Während die Knitterspannung aus statisch bestimmten Einfeld-Trägern üblicherweise analytisch aus der Prüflast ermittelt wird (s. DIN EN 14509 Gl. (A.16) und (A.17)), ist dies bei den statisch unbestimmten Bogentragwerken nicht ohne weiteres möglich. Im Versuch wurden daher an mehreren signifikanten Stellen die Deckschichtspannung der oberen sowie der unteren Deckschicht gemessen.

Alle Bauteile haben im Bereich einer der Lasteinleitungen versagt. Ein Versagen im ungestörten Bereich, also ohne Beeinflussung durch den Querdruck aus der Lasteinleitung konnte nicht festgestellt werden. Messungen der Deckschichtspannung an der unteren Deckschicht unterhalb der Lasteinleitung haben gezeigt, dass hier lokale Biegebeanspruchungen im Querschnitt wirken, welche die untere Deckschicht auf Zug beanspruchen. Vor dem Hintergrund des Statischen Gleichgewichts kann daraus rückgefolgert werden, dass es in der oberen Deckschicht in diesem Bereich zu zusätzlichen Druckbeanspruchungen kommt.

Für eine umfassende Bewertung der Versuchsergebnisse wurden die Knitterspannung der Einfeldträger im gemäß DIN EN 14509 Gleichung (A.16) und (A.17) ermittelt und

zusätzlich die entsprechenden Messungen der Deckschichtdehnungen in Feldmitte sowie unter der Lasteinleitung ausgewertet, in deren Bereich der das Knitterversagen eingetreten ist. Bei den gekrümmten Sandwichelementen wurde die Spannung im Bereich der Lasteinleitungsstelle ermittelt indem die Spannungen aus den Dehnungen der beiden benachbarten Messpunkte (Auflager und Viertelpunkt beziehungsweise Viertelpunkt und Feldmitte) linear interpoliert wurden und zu der Druckspannung der oberen Deckschicht die Differenz aus dem interpolierten Wert und dem gemessenen Wert unterhalb der Lasteinleitung addiert wurde (s. Gleichung (6-16)).

Tabelle 6-10: Knitterspannungen aus Bauteilversuchen

Table 6-10: Wrinkling stresses determined with full scale tests

Versuch	Prüflast (Mittelwert)	Knitterspannung (Mittelwert)	Standardabweichung der Knitterspannung
Bogen – R/L = 1 (gemessen im Bereich der Lasteinleitung)	14,53 kN	-127,0 N/mm ²	5,1 N/mm ²
Bogen – R/L = 2 (gemessen im Bereich der Lasteinleitung)	8,47 kN	-159,5 N/mm ²	24,9 N/mm ²
Balken – Gleichung (A.16) und (A.17)	4,78 kN	-188,5 N/mm ²	10,8 N/mm ²
Balken (gemessen in Feldmitte)		-184,9 N/mm ²	6,4 N/mm ²
Balken (gemessen im Bereich der Lasteinleitung)		-199,4 N/mm ²	11,1 N/mm ²

Die Knitterspannung der Deckschichten der gekrümmten Sandwichelemente wurde wie folgt berechnet:

$$\sigma_w = \frac{\sigma_{o,li} + \sigma_{o,re}}{2} + \left(\frac{\sigma_{u,li} + \sigma_{u,re}}{2} - \sigma_u \right) \quad (6-16)$$

Es wird deutlich, dass alle ermittelten Werte deutlich unter der ideellen Knitterspannung nach Stamm und Witte (1974) liegen. Dies ist einerseits auf die Imperfektionen der Sandwichelemente zurückzuführen. Andererseits ist das Versagen in den Versuchen stets im Bereich der Lasteinleitungen, also im gestörten Bereich eingetreten. Die ideale Knitterspannung, wie auch die Traglastberechnung nach Stamm und Witte (1974) ist allerdings nur für den ungestörten Bereich gültig. Weiter ist zu erkennen, dass die ermittelten Knitterspannungen bei den höheren Prüflasten in den Versuchen der gekrümmten Sandwichelemente geringer sind, als bei den Vergleichsversuchen mit den geraden Bauteilen. Die Knitterspannungen nehmen von der niedrigsten zur höchsten Prüflast hin ab. Dies ist aller Voraussicht nach auf die gewählte Form der

Lastaufbringungen mit Hilfe einer Lasttraverse an vier Punkten des Bauteils zurückzuführen. Alle Versuchskörper haben im Bereich einer der Lasteinleitungen versagt. Eine Ursache hierfür ist die durch das lokale Moment erhöhte Druckspannung in der oberen Deckschicht. Bei den geraden Sandwichelementen wurden im Bereich der zweiten Lasteinleitung beispielsweise im Mittel etwa 8 % höhere Druckspannungen ausgewertet als im ungestörten Bereich in Feldmitte.

Es wurde gezeigt, dass sich die Knitterspannung bei einer Traglastberechnung nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Imperfektionen der Deckschichten bei etwa 85 % der ideellen Knitterspannung liegt. Die bei den geraden Sandwichelementen im Bereich der Lasteinleitung im Mittel gemessenen Knitterspannungen liegen in dem Bereich der ermittelten Traglast im ungestörten Bereich (Abweichung -3,3 %). Steigt der Querdruck aus der Lasteinleitung infolge der Prüflast, wie bei den gekrümmten Sandwichelementen, jedoch weiter an, tritt das Versagen im Bereich der Lasteinleitung bei weit geringeren Druckspannungen in der oberen Deckschicht ein. Diese betragen lediglich 80 % beziehungsweise 64 % der Spannungen die in den Balken ermittelt wurden. Dies ist darauf zurückzuführen, dass aufgrund des einwirkenden Querdrucks kein ungestörtes Knitterversagen eintritt, sondern durch das Eindringen des Kerns zusätzliche Imperfektionen und Beanspruchungen für die Deckschicht entstehen.

An dieser Stelle soll noch einmal das Potential der gekrümmten Sandwichelemente hinsichtlich ihrer Traglast im Vergleich zum biegebeanspruchten Einfeldträger ausgewertet werden. Auf diese Art wurde bereits im Rahmen der numerischen Parameterstudie verglichen wie groß die Beanspruchungen sind, die in zwei äquivalent belasteten Systemen auftreten. Hierzu wurden die im Bauteilversuch getesteten Parameterkonfigurationen numerisch modelliert. Der Kern wurde dabei mit denen in den Werkstoffuntersuchungen ermittelten Kenngrößen modelliert. Die Querdehnzahlen wurden dabei nicht weiter untersucht und daher entsprechend der Festlegungen in Gleichung (6-4) beibehalten. In Tabelle 6-11 sind die Ergebnisse aus den Versuchen und den Modellen gegenübergestellt, die mit einer Gleichstreckenlast beansprucht wurden, deren Resultierende der Prüflast aus dem Traglastversuch entspricht.

Tabelle 6-11: Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit – Numerische Modelle vs. Traglastversuch

Table 6-11: Potential regarding the load bearing-capacity – Numerical model vs. full scale tests

System	Traglastversuch			Numerisches Modell	
	Prüflast (Mittelwert)	Knitterspannung (Mittelwert)		Spannung unter Prüflast	
Bogen R/L = 1	14,53 kN	-127,0 N/mm ²	64 %	-77,9 N/mm ²	40 %
Bogen R/L = 2	8,47 kN	-159,5 N/mm ²	80 %	-95,9 N/mm ²	50 %
Balken	4,78 kN	-199,4 N/mm ²	100 %	-193,0 N/mm ²	100 %

Bei der Auswertung in Tabelle 6-11 wurden die Prüflasten beziehungsweise Spannungen, die im Einfeldträger ermittelt wurden jeweils zu 100 % gesetzt. Für die Prozentzahl zur Beurteilung des Potentials der Traglastversuche wurde die mittlere Prüflast der

Balken jeweils durch die der Bögen geteilt. Für die Auswertung der numerischen Modelle wurde die maximale Spannung in den Bögen durch die maximale Spannung im Balken dividiert. Es wird deutlich, dass die Spannungen in den Traglastversuchen der Bögen einen deutlich größeren prozentualen Anteil an der Spannung im äquivalenten Einfeldträger haben, als die ideellen numerischen Modelle der Bögen. Das in den Versuchen ermittelte Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit im Vergleich zum Einfeldträger ist somit erkennbar geringer, als es mit den ideellen numerischen Modellen ermittelt wurde. Dies kann unter anderem auf die lokalen Beanspruchungen zurückgeführt werden, die aus der gewählten Art der Lastaufbringung resultieren. Im Rahmen der detaillierten Modellierung der Traglastversuche wurde jedoch ein weiterer Einflussfaktor detektiert, der die Traglast und damit das Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit im Versuch zusätzlich reduziert. Auf diesen wird im nachfolgenden Abschnitt genauer eingegangen werden.

6.5.3.2 Numerische Modellierung der Bauteilversuche Numerical modelling of the full scale tests

Die Ergebnisse der Bauteilversuche sollten weiter verwendet werden, um die Ergebnisse der numerischen Modelle zu validieren, die für die Parameterstudie und für die exemplarische statische Berechnung verwendet wurden. Hierzu wurden die Bauteilversuche in FEM-Modellen simuliert und die Ergebnisse mit den im Versuch ermittelten gegenübergestellt. Dabei wurde in einem ersten Schritt festgestellt, dass eine Berücksichtigung der Steifigkeiten der Auflagerkonstruktion das Ergebnis bei den vorhandenen kurzen Spannweiten signifikant beeinflusst (s. Abbildung 6-21).

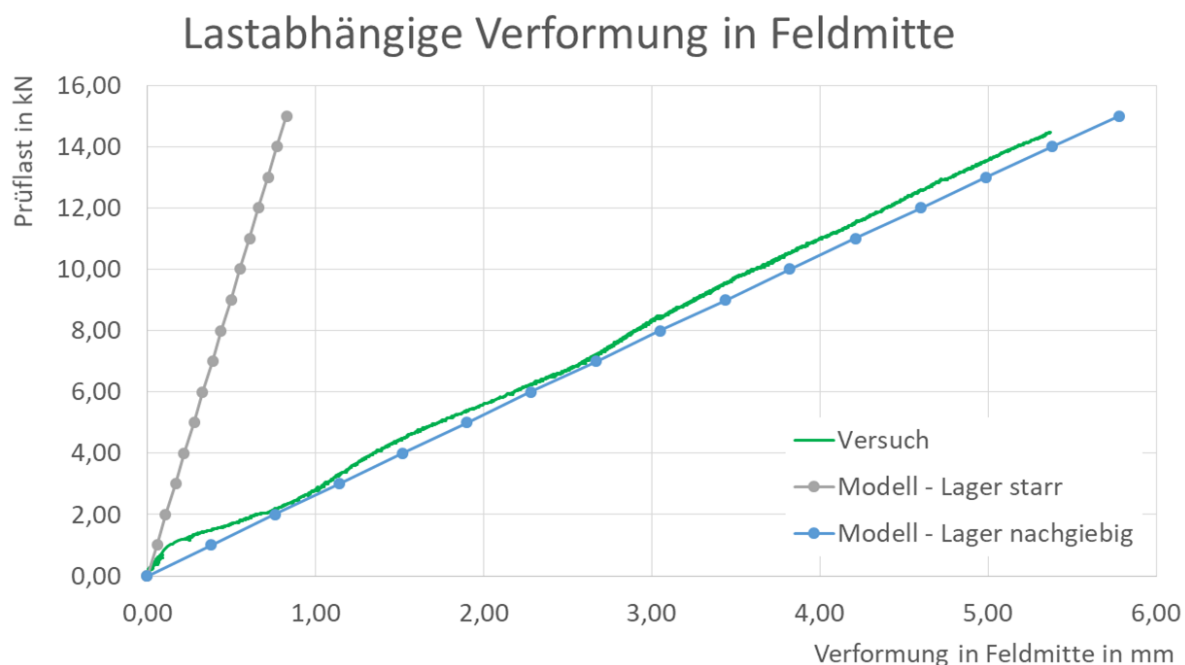


Abbildung 6-21: Ergebnis des numerischen Modells zu einem Vorversuch mit einer Krümmung $R/L = 1$

Figure 6-21: Results of a numerical model of a preliminary test with a curvature $R/L = 1$

Daher wurde für die weiteren Modelle die genaue Steifigkeit der Auflagerkonstruktion aus Elastomer und Verstärkungsblech bestimmt. Zunächst wurde die Dehnsteifigkeit des Elastomers unter Druckbeanspruchung bestimmt und ein entsprechender E-Modul

ausgewertet. Anschließend wurde die Steifigkeit Lasteinleitung aus dem Verstärkungsblech in das Elastomer in numerischen Modellen abgebildet, um so die Nachgiebigkeit des Blechs berücksichtigen zu können.

Für die Bestimmung des E-Moduls des Elastomers wurde Auflagerkonstruktion zerlegt und das Blech mit den aufgeklebten Elastomer-Streifen in dem Versuchsaufbau für die Querdruckversuche eingelegt (vgl. Abschnitt 4.4, IfSW (2019a)) und in mehreren Versuchen bis zu einer Last von 9 kN belastet. Ab vollständigem Kraftschluss, zeigten die Versuche ein lineares Verhalten, sodass dieses für die Modellierung ebenfalls unterstellt wurde. Weitere Vergleichsversuche an Elastomerstreifen mit einer Breite 25 mm und einer Länge von 100 mm lieferten vergleichbare Steifigkeiten.

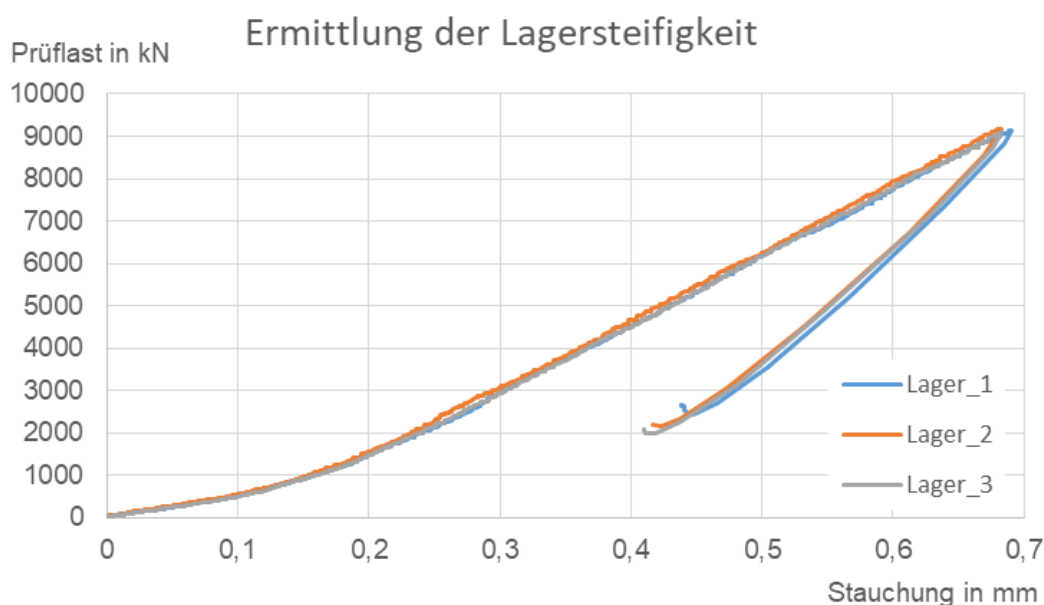


Abbildung 6-22: Ergebnis der Versuche zur Bestimmung der Auflagersteifigkeit

Figure 6-22: Test results of the support to determine the stiffness of the bearing

Anschließend wurde das gekantete Blech der Auflagerverstärkung mit einer elastischen Bettung im Bereich des Elastomers modelliert. Hintergrund ist, dass der Kontakt zwischen Kante und Elastomer durch den Biegeradius der Verstärkung erst nach diesem hergestellt wird. Hieraus resultiert eine Nachgiebigkeit, die Steifigkeit der Konstruktion weiter reduziert. Die Untersuchungen ergaben eine Federsteifigkeit von 10870 N/mm für ein 240 mm breites Bauteil. Im Modell des Bauteilversuches wurde das Auflagerdetail aus Abbildung 6-3 um einen Starrstab ergänzt, der die Exzentrizität zwischen der Oberkante des Elastomers und der Lagerachse abbildet, also senkrecht zu der „Kopfplatte“ aus den Starrstäben steht und am Ende eine linear elastische Translationsfeder mit der oben genannten Steifigkeit besitzt.

Weiter ist zu beachten, dass es durch die Lastumlenkung in der Seilkonstruktion zwischen den Rundhölzern an den vier Lasteinleitungspunkten zu einer Umverteilung der Lasten kommt. Diese ist geometrisch abhängig von der Neigung der Kontaktflächen zwischen Rundholz und Probekörper im Bereich der Lasteinleitung sowie von dem Neigungswinkel der Seile zwischen dem oberen und dem unteren Lasteinleitungspunkt. Die Kopplung der Rundhölzer sorgt weiter dafür, dass die Belastung senkrecht zur Stabachse des Probekörpers eingeleitet wird.

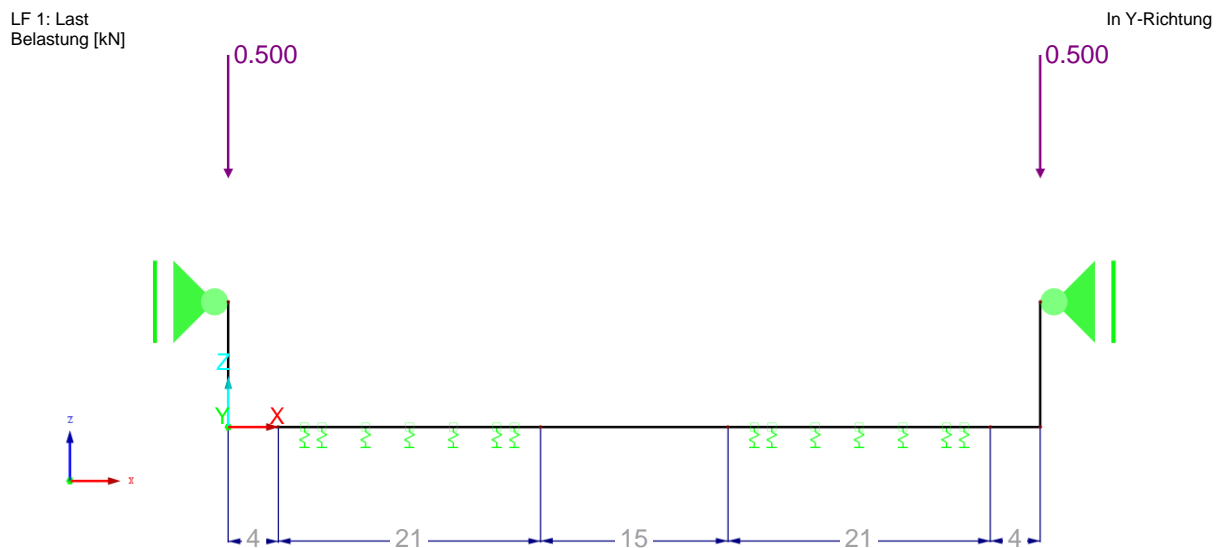


Abbildung 6-23: Numerisches Modell zur Bestimmung der Auflagersteifigkeit – Maße in mm

Figure 6-23: Numerical Model to determine the stiffness of the support – Dimensions in mm

Das Kernmaterial wurde mit dem gleichen Materialmodell modelliert, das für die Parameterstudie verwendet wurde. Als Schubmodul und E-Modul wurden jeweils die Mittelwerte aus Tabelle 5-1 eingesetzt. In den Viertelpunkten wurden die Lamellenstöße mit Hilfe von Liniengelenken zwischen den benachbarten Flächen modelliert. Der Linienfeder, die senkrecht zur Stabachse verläuft wurde jeweils $3/5$ bzw. $2/5$ des Schubmoduls zugewiesen.

Die Auswertung der numerischen Modelle der Bauteilversuche hat gezeigt, dass das Tragverhalten von Zweigelenkbögen aus gekrümmten Sandwichelementen mit dem in Abschnitt 6.1 beschriebenen Ansatz gut abgebildet werden kann, sofern die Materialparameter der verwendeten Werkstoffe bekannt sind. Weiter hat sich gezeigt, dass die Steifigkeit der Auflagerkonstruktion einen signifikanten Einfluss auf die Spannungsverteilung im Bauteil hat. Während im Rahmen der numerischen Parameterstudie festgestellt wurde, dass sich die Beanspruchungen bei einer Bauteilkrümmung von $R/L = 2$ eine nahezu ausschließlich über Normalkräfte abgetragen werden. In den Bauteilversuchen und den zugehörigen FEM-Modellen wurde jedoch beobachtet, dass das Sandwichelement, aufgrund der Nachgiebigkeit der Auflagerkonstruktion dennoch durch Biegung beansprucht wird.

Um eine sichere Aussage über die Tragsicherheit der Bauteile treffen zu können, ist eine realistische Modellierung der Auflagerkonstruktion somit unerlässlich, auch wenn davon auszugehen ist, dass der Einfluss der Auflagersteifigkeit auf das Tragverhalten der Bögen oder Flächentragwerken bei größeren Spannweiten abnimmt.

Lastabhängige Verformung in Feldmitte

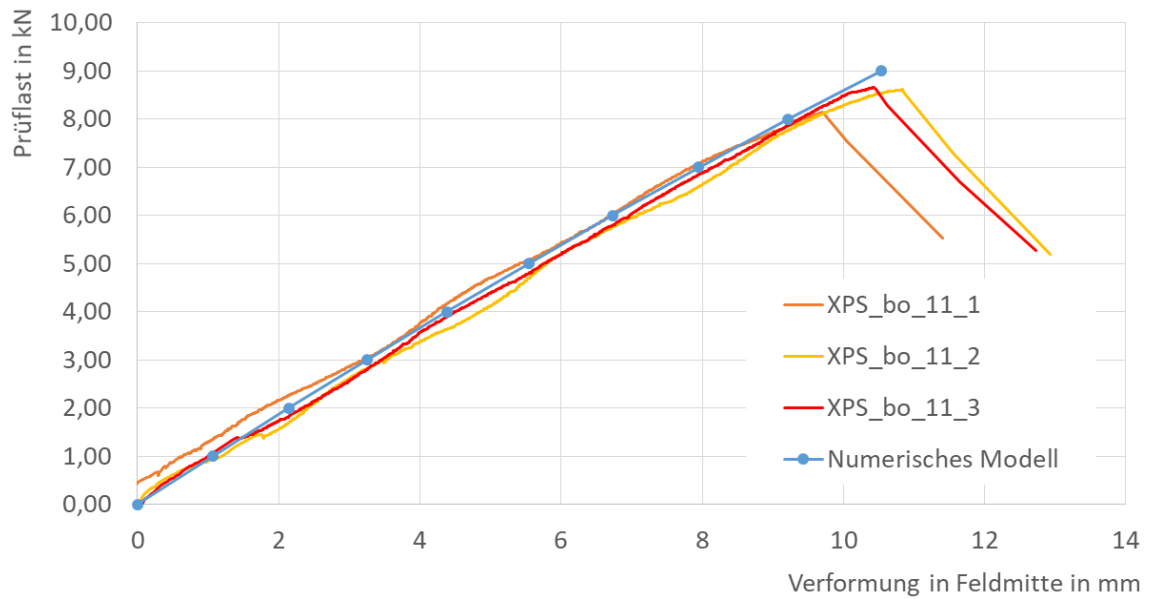


Abbildung 6-24: Ergebnis der numerischen Modellierung der Krümmung $R/L = 2$ – XPS_bo_11_x
Figure 6-24: Numerical results of the sandwich panels with a curvature of $R/L = 2$ – XPS_bo_11_x

Spannungen Auflager unten

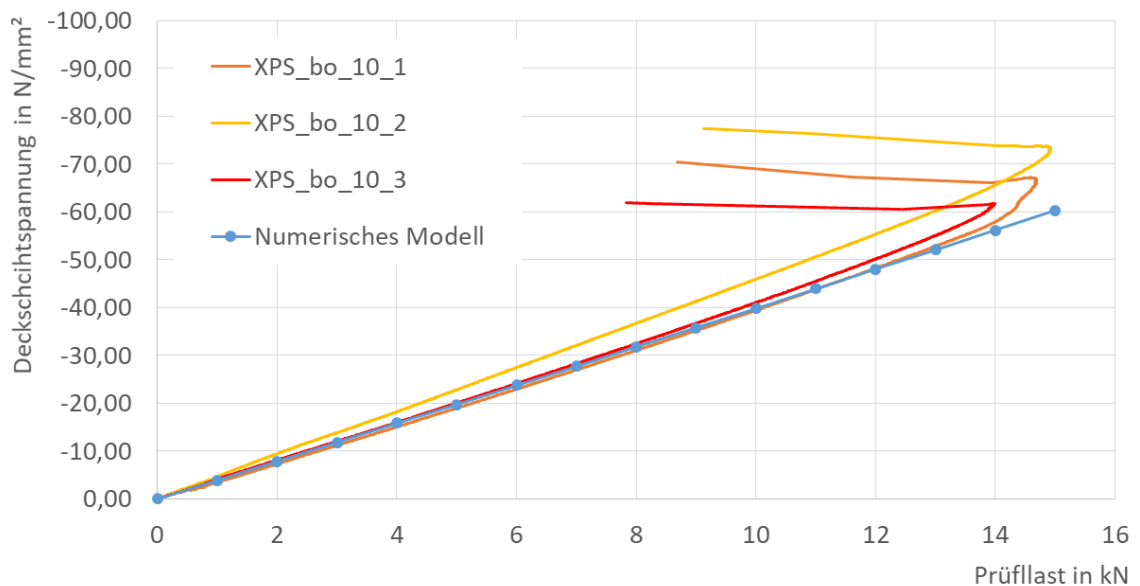


Abbildung 6-25: Spannungen in der unteren Deckschicht im Bereich des Auflagers – XPS_bo_10_x
Figure 6-25: Stresses in the inner face sheet at the support – XPS_bo_10_x

6.6 Zusammenfassung Conclusion

Die Auswertung der Parameterstudie hat das große Potential der gekrümmten Sandwichelemente im Hinblick auf die Tragfähigkeit gezeigt. Anhand einer exemplarischen Elementdicke und Stützweite konnte gezeigt werden, dass die Beanspruchungen in Sandwichbögen im Vergleich zu äquivalenten Einfeldträgern bei Krümmungen im Bereich R/L von 0,5 bis einschließlich 2 im ungünstigsten Fall nur etwa 30 % unter symmetrischer Belastung und nur etwa 50 % unter unsymmetrischer Belastung betragen.

Es wurde gezeigt, dass sich der Stich eines Bogens prinzipiell analog zu einem inneren statischen Hebelarm eines Zwei-Punkt-Querschnitts verhält. Daraus allerdings nicht abgeleitet werden kann, dass die größte untersuchte Krümmung auch gleichzeitig zu den geringsten Beanspruchungen in den untersuchten Querschnitten geführt hat, da diese zusätzlich durch die Differenz zwischen dem Verlauf der Stabachse und der zugehörigen Stützlinie beeinflusst werden. Diese Differenz ist bei den stark gekrümmten Sandwichelementen größer und nimmt immer weiter ab, bis die beiden Kurven bei einer Krümmung von R/L von 2 etwa deckungsgleich sind. Das größte Potential unter symmetrischer Last zeigen daher Bauteile mit einer Krümmung R/L von etwa 0,7. Unter unsymmetrischer Last haben Bauteile mit etwas stärkeren Krümmungen R/L von etwa 0,6 das größte Potential.

Das große Potential hinsichtlich der Tragfähigkeit wurde in Bauteilversuchen an Zweigelenkbögen aus gekrümmten Sandwichelementen bestätigt. Allerdings hat sich gezeigt, dass das Potential auf Grundlage der Parameterstudie überschätzt wurde. Die Traglast der Versuchskörper wurde einerseits durch die ungünstige Aufbringung der Prüflast über vier Einzellasten und andererseits durch die Nachgiebigkeit der Auflagerkonstruktion reduziert.

Aus den numerischen Untersuchungen wurden zwei grobe Anwendungsgrenzen abgeleitet. Für beide wurde eine Krümmung von $R/L \leq 4$ als Grenze des Anwendungsbereiches festgelegt. Mit Elementdicke von $D \geq 80$ mm könnten einer ersten Abschätzung nach Spannweiten $L \leq 12$ m realisiert werden. Unter Verwendung dickerer Bauteile von $D \geq 160$ mm und der Begrenzung auf stärker gekrümmte Bauteile ($R/L \leq 2$) sind auf Grundlage der Ergebnisse der numerischen Parameterstudie aller Wahrscheinlichkeit nach Spannweiten von $L \leq 16$ m realistisch.

Diese Spannweite konnte im Rahmen einer exemplarischen statischen Berechnung bestätigt werden allerdings hat sich gezeigt, dass unter der Berücksichtigung normkonformer Lastfälle und Lastkombinationen größere Bauteildicken sowie Krümmungen notwendig werden. So konnte für Bauteile mit einer Krümmung von $R/L = 1$ und einer Dicke von 300 mm sowie für eine Krümmung von $R/L = 0,75$ und Dicke von 240 mm eine ausreichende Tragsicherheit nachgewiesen werden. Maßgebend wurde dabei der Nachweis gegen Knittern der gedrückten Deckschicht. Die ermittelten Anwendungsgrenzen können unter Berücksichtigung realistischer kritischer Spannungen voraussichtlich noch erweitert werden.

Diese Anwendungsgrenzen können unter Berücksichtigung der Tatsache, dass sich die einzelnen Bauteile der Flächentragwerke nach dem neuen Konstruktionsprinzip zusätzlich gegenseitig stützen, auf diese Tragwerke übertragen werden.

7 Entwicklung einer Prozesskette zur Herstellung gekrümmter Deckbleche **Development of production process for curved face sheets**

Kurzfassung

Innerhalb dieses Kapitels wird eine Prozesskette zur Fertigung gekrümmter Sandwichelemente vorgestellt und anhand eines Demonstratorbauteils erprobt. Die benötigte Flexibilität in der Gestaltung der Bauteilgeometrie erfordert neue Fertigungstechnologien. Zur Herstellung der Deckbleche wird daher das flexible Walzprofilieren verwendet. Es wird untersucht, ob Geometrien mit einer Blechdicke von 0,5 mm hergestellt werden können. Es zeigt sich, dass die prozessspezifischen Bauteilfehler beim flexiblen Walzprofilieren die mögliche Flanschlänge stark einschränken. Durch die Anpassung der Einformstrategie können Versteifungen eingebracht werden bevor kritische Beulspannungen im Schenkel entstehen. Für die Krümmung der Deckbleche werden die Verfahrensvarianten Walzrunden und 3-Rollen-Biegen untersucht.

Abstract

Within this chapter of a process chain for the manufacturing of curved sandwich panels is developed. The necessary flexibility of the geometry requires new manufacturing technologies. Therefore, for the manufacturing of the cover sheets flexible roll forming is applied. It is investigated whether geometries with a sheet thickness of 0,5 mm can be manufactured. It is shown that the process specific profile defects highly restrict the flange length. By adapting the bending angle sequence the flange stiffness can be increased before the critical buckling stresses are reached. Regarding the curving process two processes are investigated.

7.1 Beschreibung der flexiblen Profileranlage Specifications of the flexible roll former

Der Aufbau der flexiblen Profileranlage ist in Abbildung 7-1 dargestellt. Zwei Spindelantriebe ermöglichen eine translatorische und rotatorische Bewegung des Profilergerüsts zur Anpassung der Werkzeugposition an die Profilkontur. Die Fertigung erfolgt bei dieser Anlage im Reversierbetrieb. Anstatt von mehreren hintereinandergeschalteten Profilergerüsten, wird ein einzelnes Gerüst mehrfach durchfahren. Nach Durchfahren des Gerüsts, wird der Biegewinkel der Rollen entsprechend der nächsten Profilerstufe eingestellt und das Blech erneut profiliert. Die Rollen sind in 5° Schritten zwischen 0° und 90° verstellbar. Da die formgebenden Rollen nicht angetrieben sind, realisieren Transportgerüste den Vorschub des Blechs.

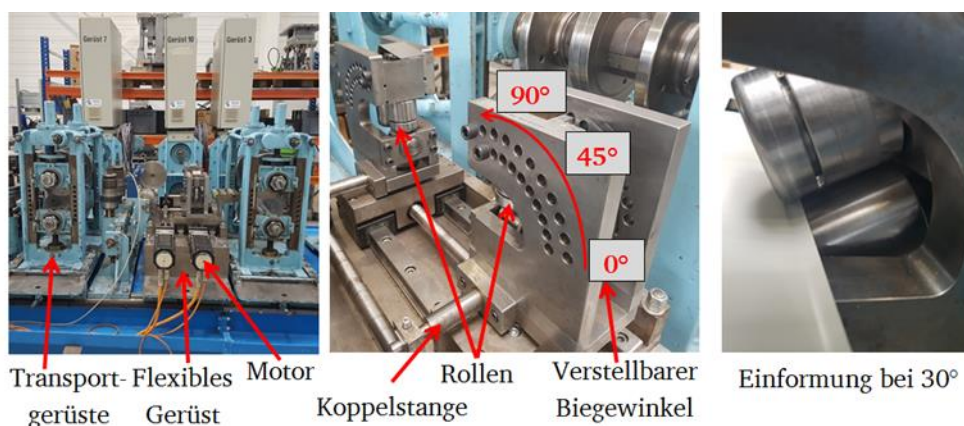


Abbildung 7-1: Übersicht flexible Profileranlage (Moneke and Groche 2019)

Figure 7-1: Overview flexible roll forming line (Moneke and Groche 2019)

Die Profilkontur wird als Steuerkurve eingelesen, wobei der Vorschub des Blechs über ein Reibrad erfasst wird.

7.2 Fugengeometrie Geometry of the joint

Auf Wunsch des projektbegleitenden Ausschusses, wurde die im Antrag beschriebene Fugengeometrie (vgl. Tabelle 3-1), durch eine komplexere Profilgeometrie ersetzt. Grund dafür ist eine realitätsnähere Abbildung des Elementverbundes.

Die Geometrie leitet sich aus der Fugengeometrie des industriell eingesetzten Sandwichelements ab. (AM 2019) Die Überlappung der Elemente ermöglicht eine bessere Abbildung des Fugenverbunds. Für die Fertigung der Profilgeometrie der Deckbleche muss von der kontinuierlichen Profileranlage auf die Prototypenanlage gewechselt werden, da sich die Anzahl der Profilerstufen deutlich erhöhen und vorhandene Rollenwerkzeuge nicht verwendet werden können. Unter Berücksichtigung der Anlagenrestriktionen bei der Fertigung der Deckblechgeometrien ergibt sich das in Abbildung 7-3 dargestellte Profil.

Entwicklung einer Prozesskette zur Herstellung gekrümmter Deckbleche Development of production process for curved face sheets

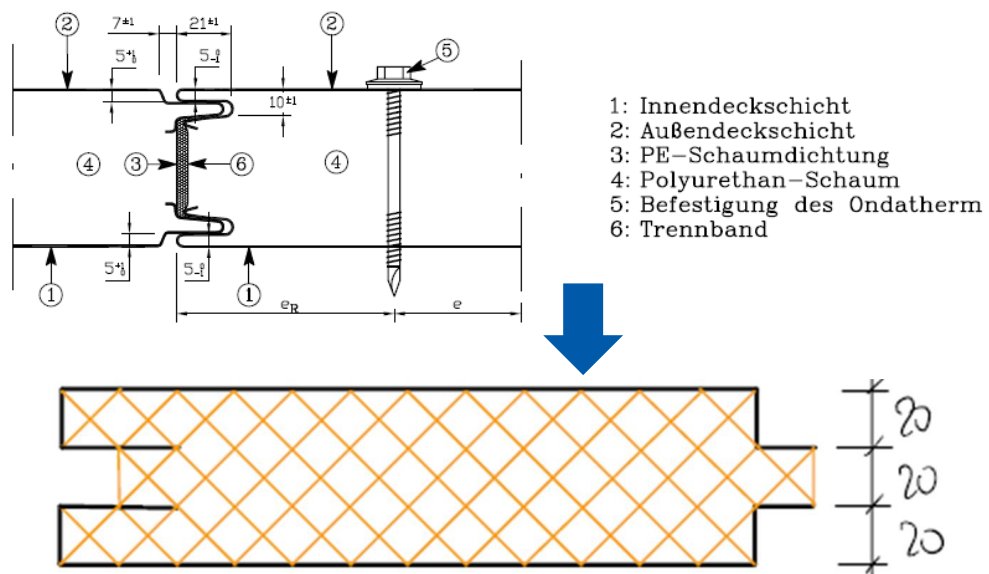


Abbildung 7-2: Ableitung der neuen Fugengeometrie

Figure 7-2: Development of the new joint geometry

Bei der Auslegung der in Längsrichtung gekrümmten Struktur muss ebenfalls die Anbindung der Elemente in Querrichtung entsprechend gestaltet werden. Dies bedeutet, dass die Winkel der Fugengeometrie angepasst werden müssen, sodass das Nachbarelement abknickt (vgl. Abbildung 7-6).

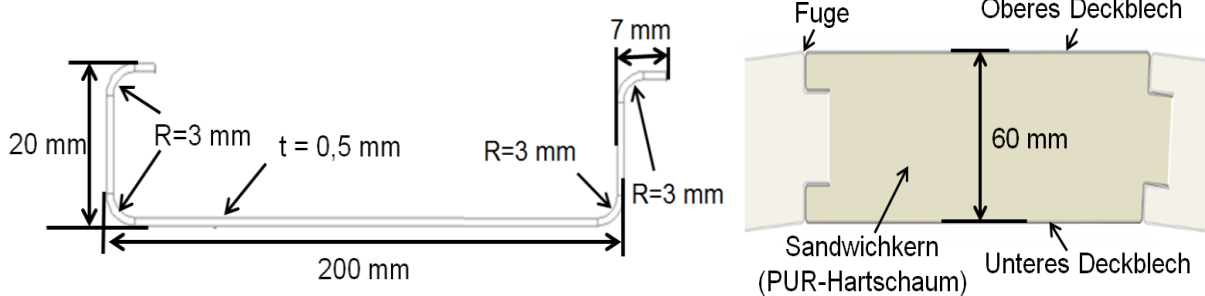


Abbildung 7-3: Profilgeometrie (links) und Verbindung der Elemente im gekrümmten Bauteil (rechts)

Figure 7-3: Profile geometry (left) and connection of elements in a curved structure (right)

7.3 Prozesskette Process

Die angestrebte Prozesskette zur Realisierung 1-achsig gekrümmter Sandwich-elemente sieht aus wie in Abbildung 7-4 dargestellt.

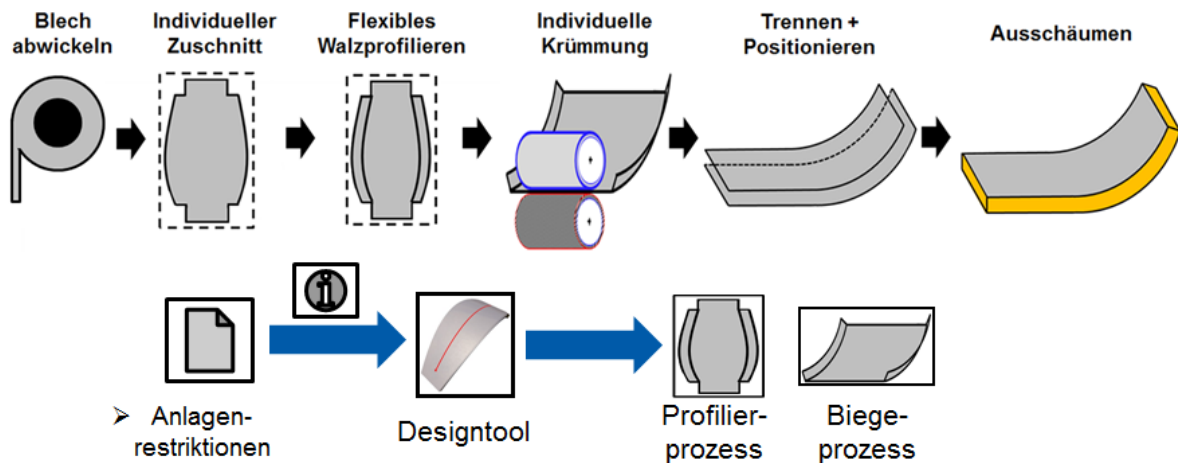


Abbildung 7-4: Ableitung der neuen Fugengeometrie

Figure 7-4: Development of the new profile geometry

Im Folgenden werden die Ergebnisse zu den einzelnen Teilprozessen beschrieben.

7.3.1 Individueller Zuschnitt Individual cutting

Da die umformenden Rollen der Prototypenanlage nicht angetrieben sind, erfolgt der Vorschub des Blechs durch zwei konventionelle Profiliergerüste, die vor und hinter der Anlage positioniert sind. Entsprechend muss der Blechzuschnitt angepasst werden. Die Blechabschnitte vor und nach dem eigentlichen Blechzuschnitt werden nicht umgeformt, sondern laufen in der Blechführung, um ein Verrutschen des Blechs zu vermeiden.

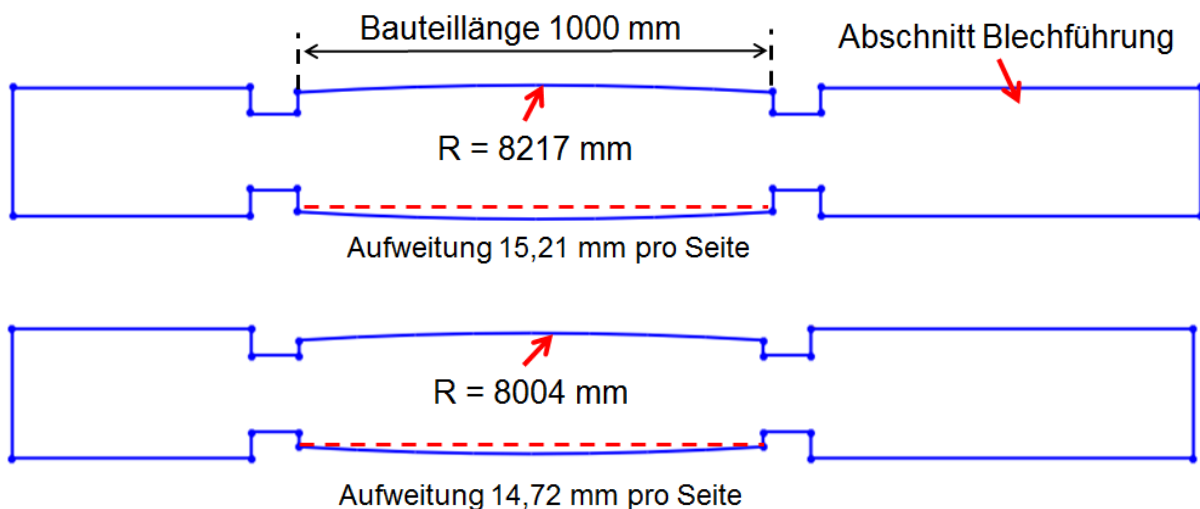


Abbildung 7-5: Blechzuschnitt oberes und unteres Deckblech

Figure 7-5: Tailored Blank of the upper and lower cover sheet

Die Zuschnittsbreite des oberen Deckblechs ist größer aufgrund der Krümmung in Querrichtung (vgl. Abbildung 7-3). Der Zuschnitt des Blechs wird unter Berücksichtigung der Anlagenrestriktionen im Design-tool generiert. Für die Berechnung der Blechbreite, wird ausgehend von der fertigen Profilgeometrie, der sogenannten „Abgewickelten Länge“, auf analytische Modelle aus dem Bereich des Walzprofilierens bzw. Biegens zurückgegriffen. Zusätzlich muss der Materialfluss beim flexiblen Walzprofilieren berücksichtigt werden. Durch die Überlagerung von Längsdehnungen entlang des gesamten Profils kommt es zu Änderungen der Blechdicke und Schenkelhöhe. Durch eine Anpassung des Blechzuschnitts kann dem entgegen gewirkt werden (Vogler 2013).

7.3.2 Walzprofilieren Roll forming

Aus dem Designtool werden Profilquerschnitte sowie der Blechzuschnitt und die erforderliche Krümmung der Bauteile generiert. Für das Demonstratorbauteil ergibt sich der in Abbildung 7-6 dargestellte Profilquerschnitt.

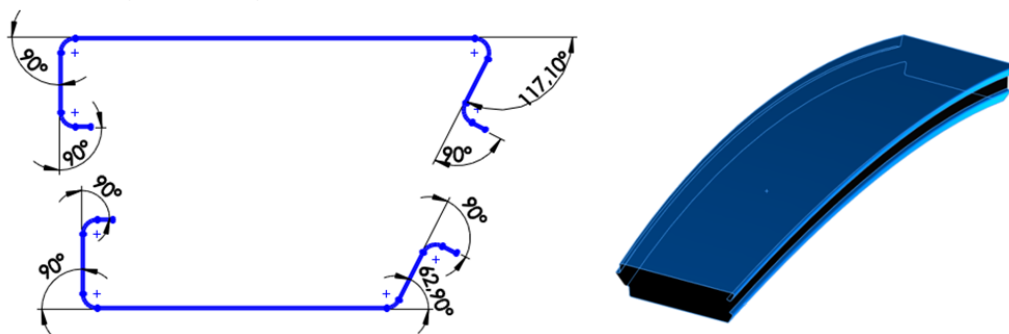


Abbildung 7-6: Profilquerschnitt und Krümmung des Demonstratorbauteils

Figure 7-6: Profile cross sections and profile curvature

Basierend auf den Profilquerschnitten werden im nächsten Schritt Biege winkelfolgen zur Herstellung durch Walzprofilieren abgeleitet. Hierbei sind ebenfalls die möglichen Bauteilfehler des flexiblen Walzprofilierens, nämlich Beulenbildung im Flansch und Bodenverwölbung, zu berücksichtigen.

Bedingt durch die Anlage können nur Biege winkel in 5° Schritten ausgewählt werden und die äußeren Flansche müssen zuerst auf 90° gebogen werden. Die Biege winkelfolge für das obere und untere Deckblech ist in Abbildung 7-7 dargestellt.

Aufgrund der asymmetrischen Profilgeometrie muss jede Biege winkeländerung an der Prototypenanlage einzeln gefahren werden. Insgesamt durchfährt das obere Deckblech 17 Mal und das untere Deckblech 14 Mal die flexible Profilieranlage. Dabei werden zuerst die äußeren Flansche A und B jeweils in 30°-Schritten auf 90° hochgebogen. Anschließend werden Schenkel C und dann Schenkel D eingeformt.

Zur Überprüfung der Machbarkeit der gewählten Biege winkelfolge wird die beim konventionellen Profilieren erzielte Bandkantendehnung abgeschätzt. Die Dehnung der Bandkante entsteht dadurch, dass die Schenkel des Profils bei der Einförmung einen zusätzlichen Weg gegenüber dem Profilboden zurücklegen. Kommt es zu einer plastischen Verformung an der Bandkante, entstehen Fehler in Form einer Wellenbildung im Flansch.

Entwicklung einer Prozesskette zur Herstellung gekrümmter Deckbleche
 Development of production process for curved face sheets

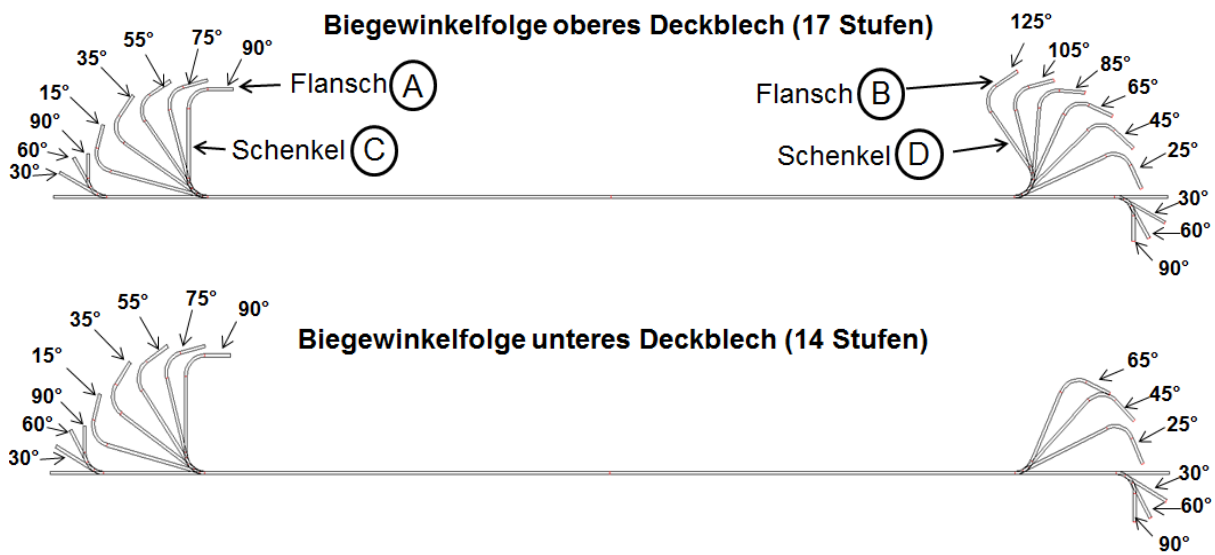


Abbildung 7-7: Biegewinkelfolge des oberen und unteren Deckblechs

Figure 7-7: Bending angle sequence of the upper and lower cover sheet

Die Abschätzung der Längsdehnung erfolgt mittels kommerziell verfügbarer Design-Software für das Walzprofilieren. Basierend auf einem geometrischen Ansatz wird die Dehnung der Bandkante zwischen der aktuellen und vorherigen Station bestimmt und die daraus resultierende Spannung mit der Fließspannung des eingesetzten Werkstoffs verglichen. Für das obere Deckblech (unter Annahme simultaner Einförmung und einem Werkstoff mit der Fließspannung 280 MPa) ergeben sich die in Abbildung 7-8 dargestellten Dehnungen.

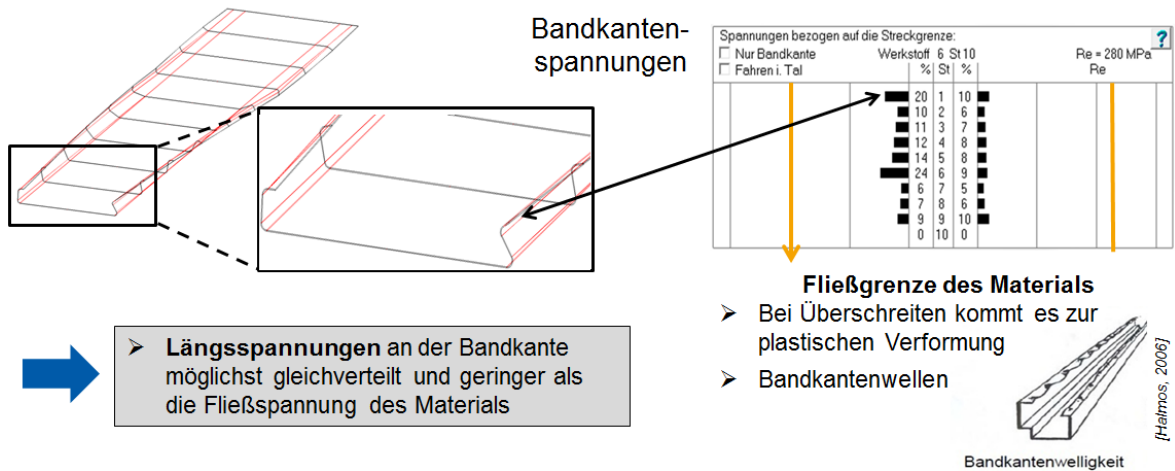


Abbildung 7-8: Abschätzung der Bandkantendehnung beim konventionellen Walzprofilieren (in Anlehnung an Halmos (2006))

Figure 7-8: Estimation of longitudinal strain at the band edge due to conventional roll forming (after Halmos (2006))

Es zeigt sich, dass in keiner Profilerstufe plastische Längsdehnungen zu erwarten sind. Die größten Längsdehnungen treten in Stufe 4 und 9 auf, da durch das Anheben bzw. das Überbiegen des Profilschenkels C die Bandkante den größten Weg zurücklegt.

Nach der Überprüfung auf mögliches Bauteilversagen durch Bandkantenwelligkeit, werden im Folgenden die Versagensfälle des flexiblen Walzprofilierens untersucht. Aufgrund der geringen Blechdicken ist insbesondere das Versagen durch ein Ausbeulen des Flansches näher zu betrachten. Die benötigten Kennwerte sowie die Formeln für eine analytische Abschätzung (vgl. Abbildung 2-7) sind in Abbildung 7-9 dargestellt.

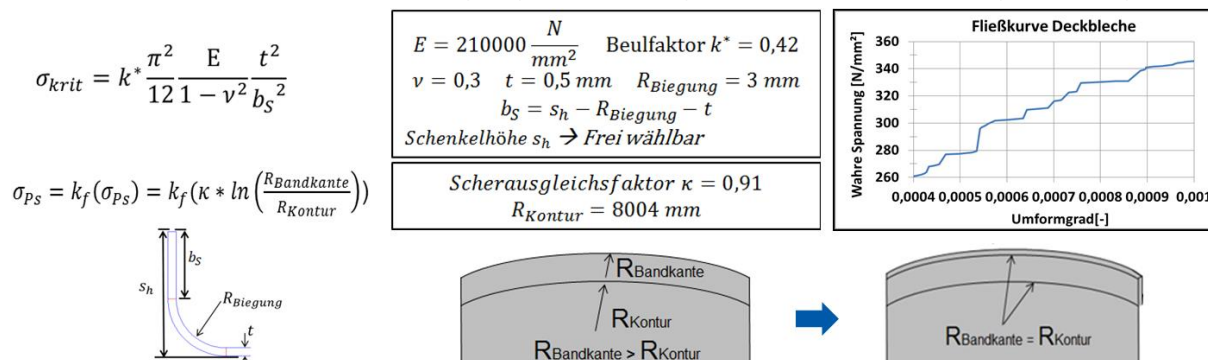


Abbildung 7-9: Analytisches Modell zur Bestimmung der beulkritischen Spannungen beim flexiblen Walzprofilieren (in Anlehnung an Zettler (2007))

Figure 7-9: Analytical Model for the estimation of the critical buckling stresses in flexible roll forming (after Zettler (2007))

Die Fließkurve des Materials wurde durch Zugversuche (Zug-Druck-Prüfanlage Z100) ermittelt. Der Scherausgleichsfaktor ist ein in Zettler für das Material DC01 empirisch ermittelter Faktor, der zur Angleichung der analytisch bestimmten Dehnungen an die realen Dehnungen dient. Dies ist notwendig, da nicht alle Randbedingungen des realen Prozesses in der analytischen Bestimmung berücksichtigt werden. In einer Sensitivitätsanalyse zeigt Zettler (2007), dass der Faktor mit zunehmendem Konturradius und abnehmender Schenkellänge gegen 1 konvergiert. Aufgrund des deutlich größeren Konturradius und der geringeren Schenkellänge bei vergleichbarer Materialfestigkeit wird anstelle des für DC01 ermittelten Faktors 0,91 der Faktor 1 verwendet.

$$\sigma_{krit}(7 \text{ mm}) = k^* \frac{\pi^2 E t^2}{12(1-\nu^2) b_s^2} = 0,42 \frac{\pi^2 210000 \frac{N}{mm^2} 0,5 \text{ mm}^2}{12 (1-0,3^2) 3,5 \text{ mm}^2} = 1626,86 \frac{N}{mm^2}$$

Für die Berechnung der im Profilschenkel herrschenden Spannungen wird der Konturradius des unteren Deckblechs gewählt, da die Druckspannungen im Schenkel bei kleineren Radien ansteigen. Mit der abgewickelte Länge $A_L = 5,354 \text{ mm}$ (vgl. Abbildung 2-7) ergibt sich die im Profilschenkel auftretende Spannung zu:

$$\sigma_{PS}(8004) = k_f \left(\kappa * \ln \left(\frac{R_{Bandkante}}{R_{Kontur}} \right) \right) = k_f \left(1 * \ln \left(\frac{8009,354 \text{ mm}}{8004 \text{ mm}} \right) \right) = 310,5 \frac{N}{mm^2}$$

Der Unterschied zu der herrschenden Spannung im Profilschenkel bei einem Scherausgleichsfaktor von 0,91 beträgt ca. 7,5 MPa, sodass sich in diesem Fall keine signifikante Abweichung ergibt. Die kritische Beulspannung liegt deutlich über der Spannung im Profilschenkel, sodass hier von einer versagensfreien Umformung ausgegangen werden kann. Bezüglich der Bodenverwölbung ist aufgrund der konvexen Bauteilkontur eine Wölbung des Profilbodens nach oben zu erwarten.

7.3.3 Ergebnisse – Flexibles Walzprofilieren Results – Flexible roll forming

Aufgrund der unterschiedlichen Querschnittsverläufe ergeben sich jeweils eigene Steuerkurven für das obere und untere Deckblech. Die äußeren Flansche werden als erstes in 3 Stufen eingeformt, wie in Abbildung 7-10 dargestellt.

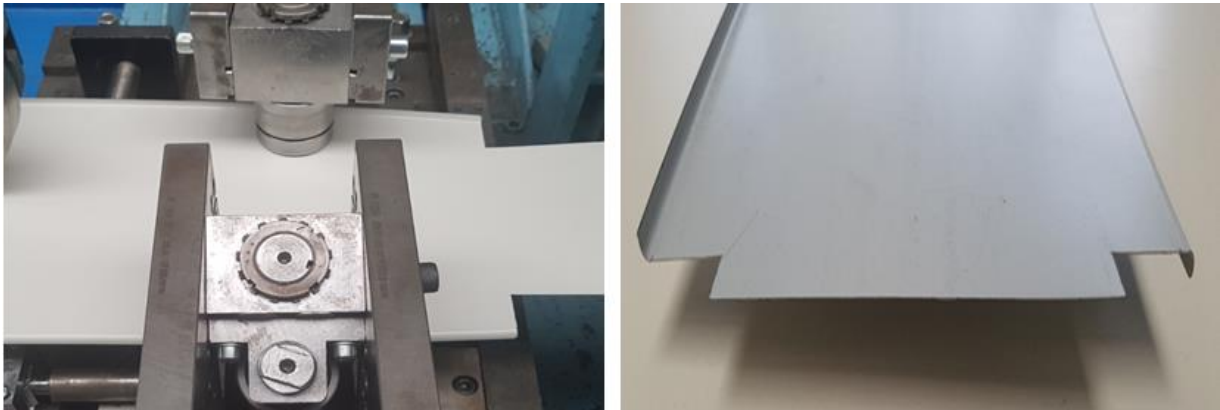


Abbildung 7-10: Einformung der äußeren Flansche A und B

Figure 7-10: Forming of outer flanges A and B

Entsprechend der analytischen Abschätzung tritt kein Versagen durch ein Beulen des Profils auf. Da die benötigten Längsdehnungen gering sind, entsteht keine signifikante Bodenverwölbung. Um den C-Schenkel einformen zu können, wurde eine Nut in die Oberrolle eingebracht. Die Einformung des C-Schenkels ist in Abbildung 7-11 dargestellt.



Abbildung 7-11: Einformung des Profilschenkels C

Figure 7-11: Forming profile leg C

Die Nut ermöglicht die Abstützung des Profilschenkels, während eine unzulässige Verformung des äußeren Flansches verhindert wird. Bedingt durch die versteifende Wirkung des äußeren Flansches A werden die notwendigen Längsdehnungen nicht vollständig in den Profilschenkel eingebracht und eine signifikante Bodenverwölbung tritt auf. Ohne den Einsatz von speziell auf die Profilgeometrie abgestimmten Niederhaltern lässt sich diese nicht verhindern. Im letzten Schritt wird Profilschenkel D eingeformt, wie in Abbildung 7-12 dargestellt.

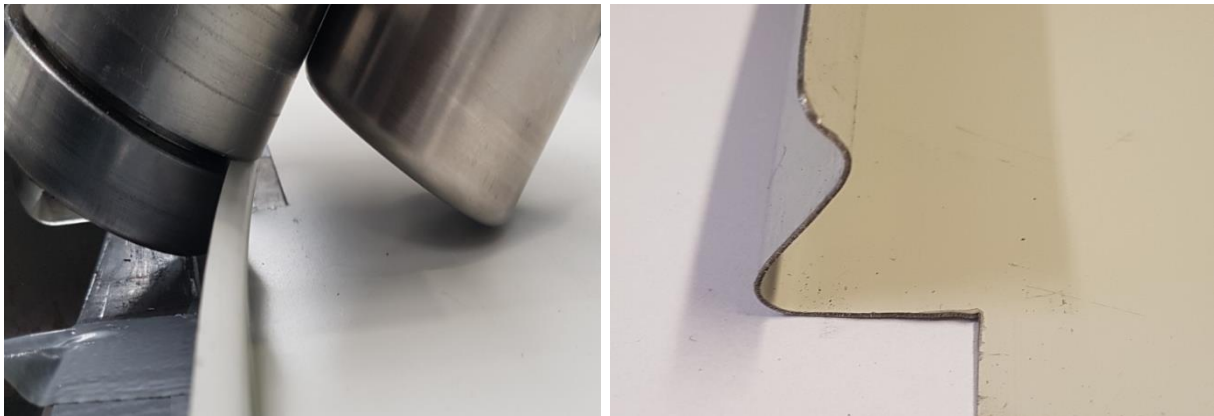


Abbildung 7-12: Einformung von Profilschenkel D

Figure 7-12: Forming of profile flange D

Um ein Überbiegen des Profilschenkels zu ermöglichen, muss das Rollenwerkzeug in der Prototypenanlage umgedreht werden. Die Abstützung auf der Innenseite des Profilschenkels ist an der Anlage nicht zu realisieren. Die Versteifung durch den äußeren Flansch B verhindert ein Beulen des Profils. Die Profilverwölbung nimmt weiter zu. Bedingt durch das Ein- und Auslaufen des Blechs in die Rollenwerkzeuge kommt es im Anfangs- und Endbereich des Profils zu Abweichungen des Biegewinkels wie in Abbildung 7-13 dargestellt.

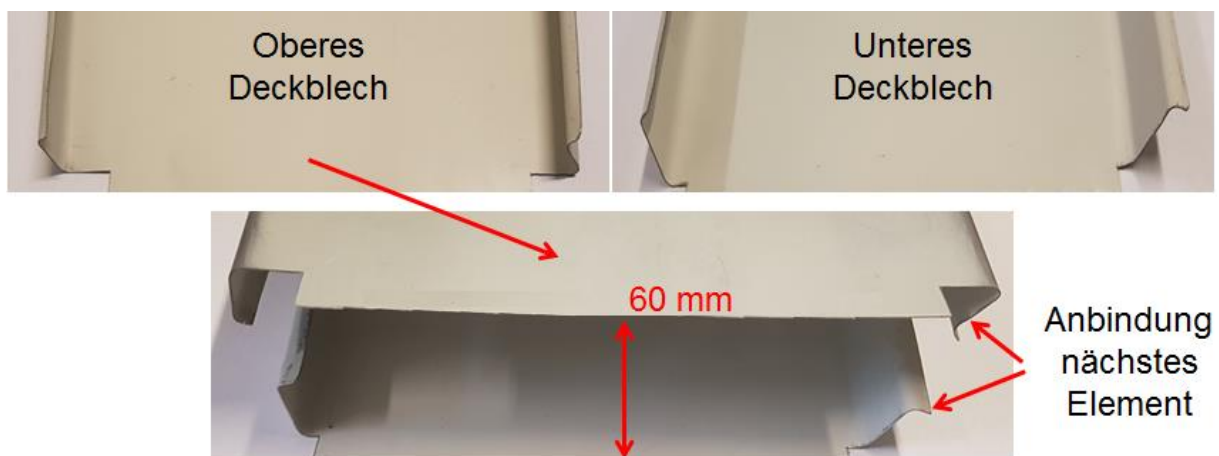


Abbildung 7-13: Abweichungen des Biegewinkels an den Profilenenden

Figure 7-13: Deviation of the bending angle at the profile ends

Die Biegewinkelfolge ist so gewählt, dass nach der Rückfederung des Blechs die geforderten Biegewinkel erreicht werden. Die finale Profilkontur ist in Abbildung 7-14 dargestellt.



Konturradius unteres Deckblech

Abbildung 7-14: Profilkontur

Figure 7-14: Profilkontur

Ein gleichmäßiger Radius kann erzeugt werden. Abbildung 7-15 zeigt die Auswertung der Profilgeometrie nach dem flexiblen Walzprofilieren.

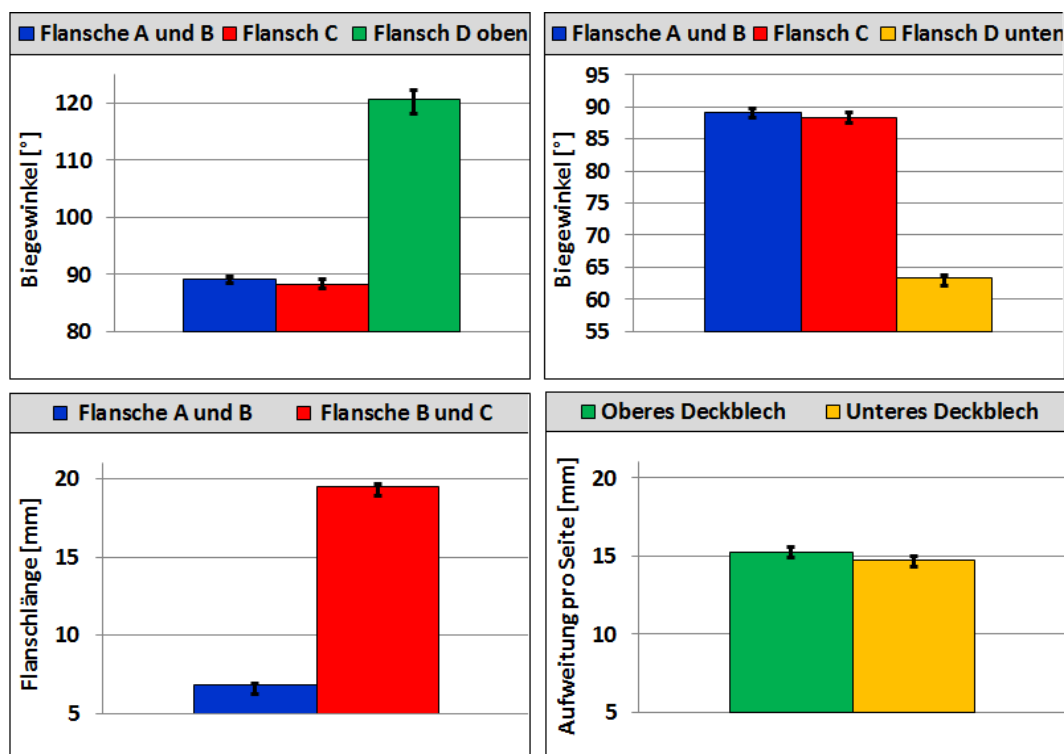


Abbildung 7-15: Experimentelle Ergebnisse: Biegewinkel des oberen (links) und unteren (rechts) Deckblechs sowie Flanschlänge und Aufweitung pro Seite

Figure 7-15: Experimental results: Bending angle of upper (left) and lower (right) cover sheet as well as flange length and increase of width per side

Bedingt durch die Rückfederung des Blechs und den Einstellmöglichkeiten in 5° Schritten an der Prototypenanlage, kommt es zu Abweichungen bei den Biegewinkeln. Die größten Abweichungen treten dabei am Flansch D auf, da hier beim Überbiegen des Schenkels die umformende Rolle keinen Kontakt zur Biegezone hat (vgl. Abbildung 7-12). Zu Variationen in der Flanschlänge kann es durch Abweichungen der Führungssäulen von der Idealposition kommen, die in einer Verschiebung des Blechs in der Anlage resultieren. Die Aufweitung pro Seite wird durch die Steuerkurven vorgegeben und die Steifigkeit der Rollenwerkzeuge ist ausreichend hoch, um das Blech ohne Konturabweichungen einzuformen.

7.3.4 Profilkrümmung Profile curvature

Für die Erzeugung der Profilkrümmung in Längsrichtung wurden verschiedene Verfahren untersucht. Für eine gleichmäßige Krümmung muss das untere Deckblech konvex das obere Deckblech konkav gekrümmt werden. Bedingt durch die Bodenverwölbung hat das untere Deckblech bereits eine Vorkrümmung in die gewünschte Richtung während beim oberen Deckblech die Verwölbung kompensiert werden muss.

7.3.4.1 Walzrunden Curving process

Als erstes wurde das Krümmen durch Walzrunden mit beschichteter Unterwalze untersucht. Ziel ist die Einbringung von Längsdehnungen im Profilstege, sodass sich das gesamte Profil krümmt. Ein analoges Prinzip wird von der Firma Italpanneli eingesetzt, um Sandwichelemente mit konstanter Breite zu krümmen (vgl. Abbildung 2-8 (Berner 2010)). Das Prinzip des Walzrundens ist in Abbildung 7-15 abgebildet.

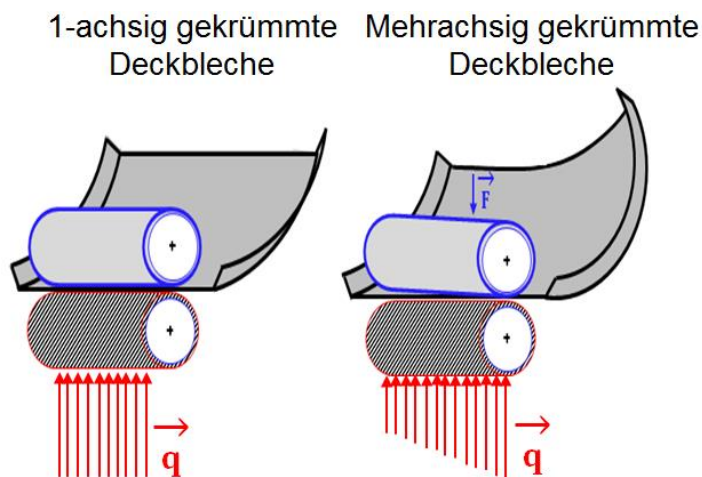


Abbildung 7-16: Prinzip des Walzrundens mit Kunststoffwalze

Figure 7-16: Principle of curving profiles with plastic rollers

Zur Versuchsdurchführung wird eine konventionelle Profilierstation mit einer mit Gummi ummantelten Rolle verwendet. Die Rollenbreite von 150 mm liegt etwas unter der minimalen Breite des unteren Deckblechs von ca. 165 mm. Die Rolle ist nicht flexibel beweglich, sodass ein über der Länge konstanter Bereich beeinflusst wird.

In den experimentellen Untersuchungen zeigte sich, dass die Versteifung des Profilquerschnitts bei der komplexeren Demonstratorgeometrie zu groß ist, um eine Krümmung des Profils zu erzielen. Die Versteifung des Profilschenkels durch den Hut- bzw. C-Flansch in Kombination mit einer verhältnismäßig geringen Breite verhindert das Längsdehnungen in die Profilschenkel eingebracht werden können. Es kommt zu einer Faltenbildung im Profilboden aufgrund der dort eingebrachten plastischen Längsdehnungen. Ein Auswalzen des Profilbodens nahe der Biegezone oder der Flansche mittels des Profilierwerkzeugs kann aufgrund der geringen Gerüststeifigkeit nicht vorgenommen werden.

Mit zunehmender Profilbreite wird eine höhere Wirkung des Verfahrens erwartet, weil der Einfluss der Fugengeometrie auf die Profilsteifigkeit abnimmt und Profildehnungen über eine größere Fläche eingebracht werden können. Da die Profilbreite durch die Profilieranlage begrenzt ist und die Steifigkeit der Rollenwerkzeuge nicht ausreicht um Teile der Flansche auszuwalzen, kann diese Maßnahme im Rahmen dieses Projektes nicht weiter untersucht werden.

7.3.4.2 3-Rollen-Biegen 3-Point bending

Als weitere Methode zur Erzeugung einer einachsigen Krümmung wurde das 3-Rollen-Biegen untersucht. Dazu wurden konturtreue geschlitzte Holzkerne gefertigt, die beim Biegen in die Profile eingelegt werden. Um eine Änderung der Flanschgeometrie während des Biegeprozesses zu verhindern, wird das Profil an dem Holzkern fixiert. Die Versuchsanlage sowie das Prinzip und ein Holzkern sind in Abbildung 7-17 dargestellt.



Abbildung 7-17: 3-Punkt-Biegeanlage und Holzkerne (nach [xxx])

Figure 7-17: 3-Point-Bending machine and wooden core (after [xxx])

Das Verfahren hat den Nachteil, dass bedingt durch die Rollenabstände eine Verlustlänge entsteht, in der keine Krümmung erzeugt wird. In Abhängigkeit der Aufweitung des Profils muss die Zustellung der Rollen geändert werden, um eine gleichmäßige Krümmung zu erzielen. Mit dem Verfahren lassen sich die in Abbildung 7-18 dargestellten Deckbleche fertigen.

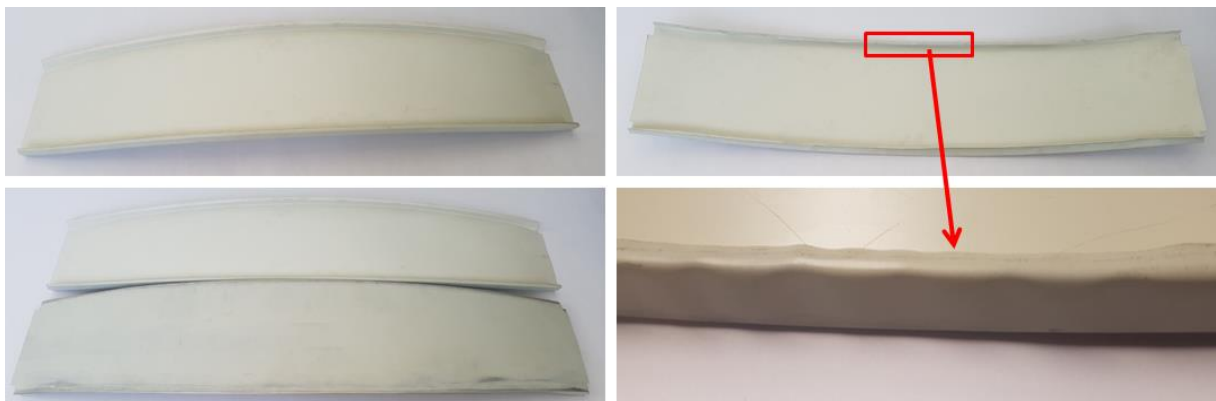


Abbildung 7-18: Flexibel gekrümmte Deckbleche

Figure 7-18: Flexible curved cover sheets

Im Fall des unteren Deckblechs stimmt die Krümmungsrichtung mit der Richtung der Bodenverwölbung überein, sodass eine geringere Biegebeanspruchung ausreicht, um, die benötigte Kontur zu erzeugen. Abgesehen von den Ein- und Auslaufbereichen lässt sich das Bauteil versagensfrei herstellen. Im Gegensatz dazu kommt es beim Biegen des oberen Deckblechs zu einer Faltenbildung im Profilschenkel C. Die notwendige Kompensation der Bodenverwölbung sowie das weitere Krümmen des Profils führen zu einer Stauchung des innen liegenden Profilschenkels. Dies bedeutet eine zusätzliche Stauchung des bereits beim flexiblen Walzprofilieren gestauchten Profilschenkels.

Dabei kommt es zu einem Beulen des C-Flansches (vgl. Abbildung 7-18 rechts unten). Die Verformung von Flansch D fällt deutlich geringer aus und kann durch das Fixieren des Profils am Holzkern minimiert werden.

Die Faltenbildung wird stark begünstigt durch Unebenheiten, die sich im äußeren Flansch beim 17fachen Durchfahren der Prototypenanlage ergeben. Unter Druckbelastung kommt es an diesen Stellen als erstes zum Bauteilversagen, was in Abbildung 7-19 dargestellt ist.

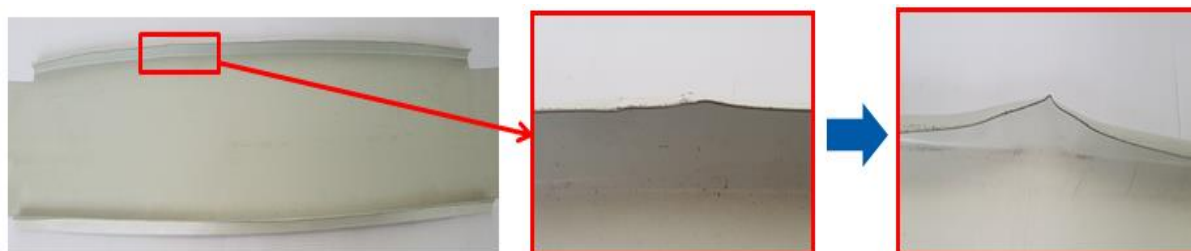


Abbildung 7-19: Ausknicken des Flansches unter Druckbeanspruchung

Figure 7-19: Buckling of the flange under compressive load

Durch den Einsatz von Niederhaltern beim flexiblen Profilieren kann die Bodenverwölbung beim oberen Deckblech minimiert werden, jedoch bleibt die Druckbeanspruchung der bereits beim flexiblen Profilieren gestauchten Flansche problematisch.

Eine Möglichkeit eine Druckbeanspruchung der Flansche des oberen Deckblechs zu verhindern, besteht in einer veränderten Gestaltung der Fugengeometrie. Die in Abbildung 5-11 dargestellte Fugengeometrie verbindet benachbarte Elemente durch sich überlappende Elemente. Das Oberblech hat dabei die Form eines nach oben offenen Hut-Profils und wird konvex gebogen analog zu der Biegung des unteren Deckblechs der Demonstratorgeometrie. Das heißt, die Flansche werden auf Zug beansprucht und die Bodenverwölbung führt zu einer Vorkrümmung in die gewünschte Richtung.

Die Kontur des Sandwichelements spielt eine entscheidende Rolle. Bei einer konkaven Profilkontur werden die Flansche gelängt und eine konkave Bodenverwölbung entsteht. Dies würde dann das Biegen des oberen Deckblechs begünstigen.

7.3.4.3 Demonstratorbauteil

Sandwich panels for the demonstrator geometry

Der Schäumprozess flexibler Sandwichelemente wird durch Forschungsstelle 1 untersucht. Ein flexibel profiliertes und gekrümmtes Sandwichelement mit einem Kern aus PU-Schaum ist in Abbildung 7-20 dargestellt.



Abbildung 7-20: Flexibel profiliertes und gekrümmtes Sandwichelement

Figure 7-20: Flexible roll formed and curved sandwich element

Mit Elementen dieser Komplexitätsstufe können Kuppelgeometrien wie in Abbildung 4-9 dargestellt abgebildet werden.

7.4 Analytische und numerische Bestimmung der Machbarkeitsgrenzen

Analytical and numerical determination of the scope of application

Obwohl die Komplexität der Fugengeometrie der Deckbleche deutlich erhöht wurde, gegenüber der beschriebenen Geometrie im Projektantrag, stellt Sie dennoch eine Vereinfachung dar. Fugengeometrien, wie in Abbildung 7-2 dargestellt, erfordern deutlich mehr Biegungen und damit mehr Umformstufen in der Herstellung. Während die Fertigung mittels konventionellen Walzprofilierens beherrscht wird, sind die Herausforderungen beim flexiblen Profilieren zu berücksichtigen. Insbesondere durch den Einsatz geringer Blechdicken ist das Ausbeulen des Flansches zu untersuchen. Dazu wurden numerisch die Prozessgrenzen untersucht und mit dem im Stand der Technik beschriebenen analytischem Modell verglichen. Anschließend wurden die Ergebnisse experimentell überprüft.

Für die experimentellen Untersuchungen werden Bauteile mit konkaver Kontur und einem Bauteilradius von 10000 mm hergestellt. Das ergibt eine Aufweitung von 12,51 mm pro Seite über der Bauteillänge von 1000 mm.

7.4.1 Analytische Abschätzung der maximalen Schenkelhöhe

Analytical calculation of the limit section height

Die analytische Abschätzung der maximalen Schenkelhöhe erfolgt analog zu den Berechnungen in Abschnitt 7.3.2. Die Schenkelhöhe wird solange erhöht, bis die kritische Beulspannung, die im Schenkel vorherrschende Spannung übersteigt.

$$\sigma_{krit}(11,1 \text{ mm}) = k^* \frac{\pi^2}{12} \frac{E}{(1-\nu^2)} \frac{t^2}{b_s^2} = 0,42 \frac{\pi^2}{12} \frac{210000 \frac{N}{\text{mm}^2}}{(1-0,3^2)} \frac{0,5^2 \text{ mm}^2}{7,6^2 \text{ mm}^2} = 345,03 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Mit der abgewickelte Länge $A_L = 9,454 \text{ mm}$ (vgl. Abbildung 2-7) ergibt sich die im Profilschenkel auftretende Spannung zu:

$$\begin{aligned}\sigma_{PS}(10000 \text{ mm}) &= k_f \left(\kappa * \ln \left(\frac{R_{\text{Bandkante}}}{R_{\text{Kontur}}} \right) \right) = k_f \left(1 * \ln \left(\frac{10009,454 \text{ mm}}{10000 \text{ mm}} \right) \right) \\ &= 342,54 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}\end{aligned}$$

Analytisch ergibt sich eine maximale Schenkelhöhe von 11,1 mm, bevor das Blech durch Ausbeulen des Flansches versagt.

7.4.2 Finite-Elemente-Modell und numerische Ergebnisse Finite element model and numerical results

Das numerische Modell wird mit der kommerziell verfügbaren Software Marc Mentat 2012.1.0 erstellt. Der flexible Profilierprozess wird als quasi statischer Prozess unter Verwendung eines impliziten Solvers modelliert. Das Modell ist halbsymmetrisch und wie in Abbildung 7-21 gezeigt aufgebaut.

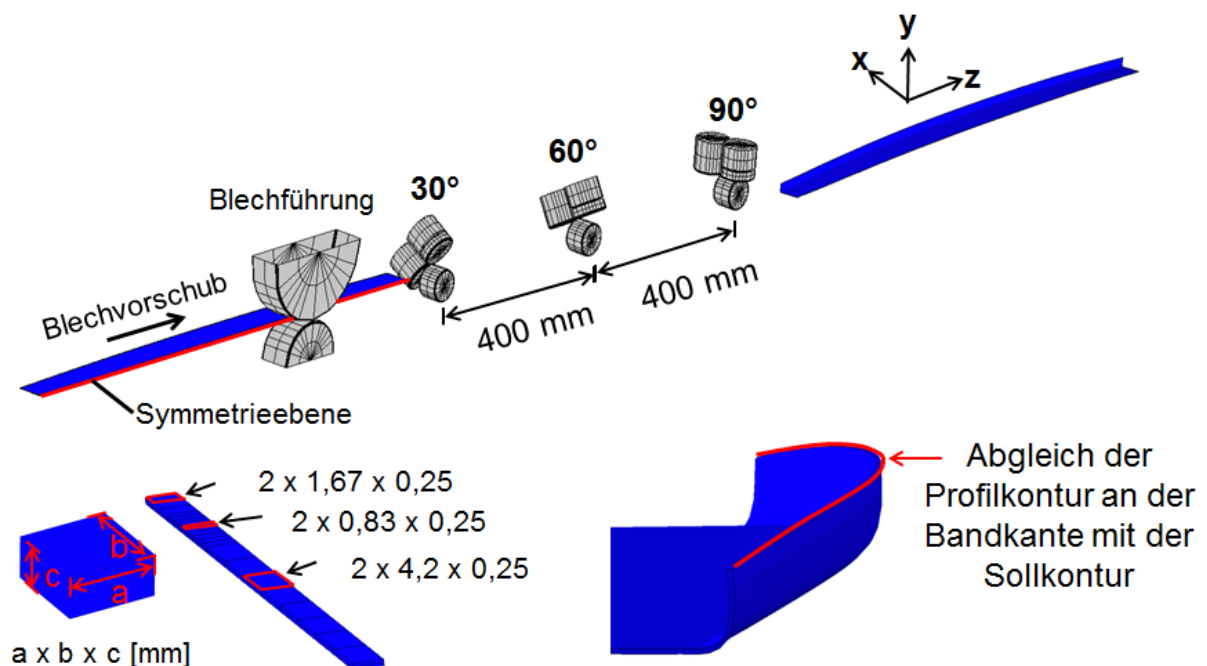


Abbildung 7-21: Aufbau des numerischen Modells

Figure 7-21: Set up of the numerical model

Zur Einsparung von Rechenzeit wird der Profilierprozess nicht mit einem Einzelgerüst, sondern als kontinuierlicher Prozess modelliert, bei dem das Blech durch 3 aufeinander folgende Profilergerüste bewegt wird. Der Gerüstabstand wird auf 400 mm festgelegt, sodass sich das 1000 mm lange Blech immer in mindestens 2 Stationen befindet. Die Steuerungskurve wird durch eine Randbedingung implementiert. Die Rollen werden als nicht angetriebene Starrkörper modelliert. Analog zu der numerischen Abbildung des konventionellen Walzprofilierens erfolgt die Simulation reibungsfrei. Dreidimensionale Volumenelemente vom Typ 7 (8 Knoten, 1. Ordnung, isoparametrisch) werden mit aktivierter „Assumed Strain“-Formulierung und „Constant Dilatation“-Formulierung

verwendet, um volumetrisches und Schublocking zu verhindern (Marc Volume B (2012)). Ausgehend von 7 mm wird die Flanschlänge erhöht, bis es zu einem Bauteilversagen kommt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7-22 dargestellt.

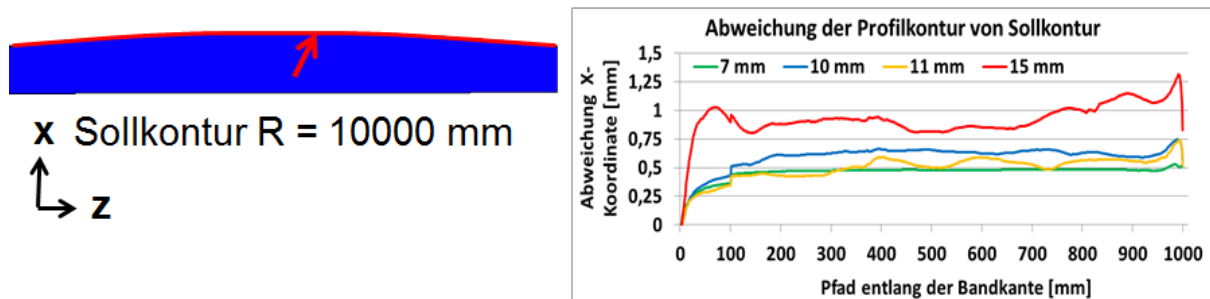


Abbildung 7-22: Abweichung der Profilkontur

Figure 7-22: Deviation of the profile shape

Es lässt sich erkennen, dass mit zunehmender Schenkellänge die Abweichung ansteigt. Der Grund für die Abweichung ist hierbei die Rückfederung des Profilschenkels, da sich mit zunehmender Schenkellänge die Position der Bandkante weiter verschiebt. Ab einer Schenkellänge von 11 mm kommt es zu einem geringen Ausbeulen des Flansches, das sich in einer wellenförmigen Abweichung von der Sollkontur abzeichnet. Bei weiterer Erhöhung der Schenkelhöhe entstehen plastische Längsdeformationen.

7.4.3 Experimentelle Validierung Experimental validation

Zur Überprüfung der analytischen und numerischen Ergebnisse werden die Schenkelhöhen 11 mm, 7 mm und 15 mm experimentell untersucht. Die Platinen werden mit 6 m/min durch die Anlage gefahren. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7-23 dargestellt.

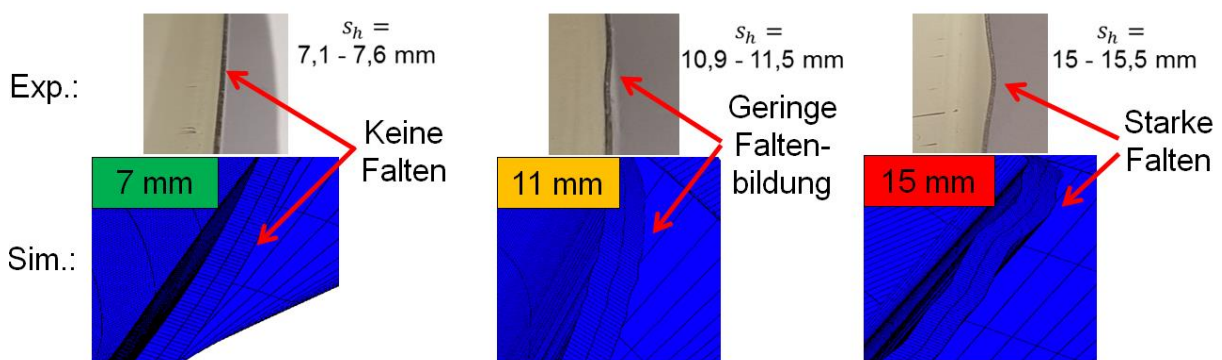


Abbildung 7-23: Experimentelle und numerische Profilkontur in Abhängigkeit der Schenkelhöhe

Figure 7-23: Experimental and numerical profile shape depending on the flange length

Die Schenkelhöhe variiert zum einen aufgrund von der durch das flexible Walzprofilieren induzierten Stauchung des Flansches, welche zu einer Erhöhung der Schenkelhöhe und Aufdickung des Profils führt. Zum anderen führen Abweichungen bei der Profilführung, bedingt durch den manuellen Rüstprozess, zu Verschiebungen

des Blechs während dem Profilierprozess. Wie auch bei der Herstellung der Demonstratorbauteile, lässt sich eine Schenkelhöhe von 7 mm versagensfrei einformen. In dem Bereich um 11 mm Schenkelhöhe treten erste Anzeichen von Beulen im Flansch auf. Mit zunehmender Schenkelhöhe entstehen größere Beulen im Flansch und im Bereich von 15 mm treten signifikante plastische Deformationen auf.

Als Vergleich wird die maximale Schenkelhöhe ermittelt, die beim konventionellen Walzprofilieren der äußeren Flansche ohne das Auftreten plastischer Längsdehnungen realisiert werden kann. Die Abschätzung mittels der Software Ubeco ist in Abbildung 7-24 dargestellt.

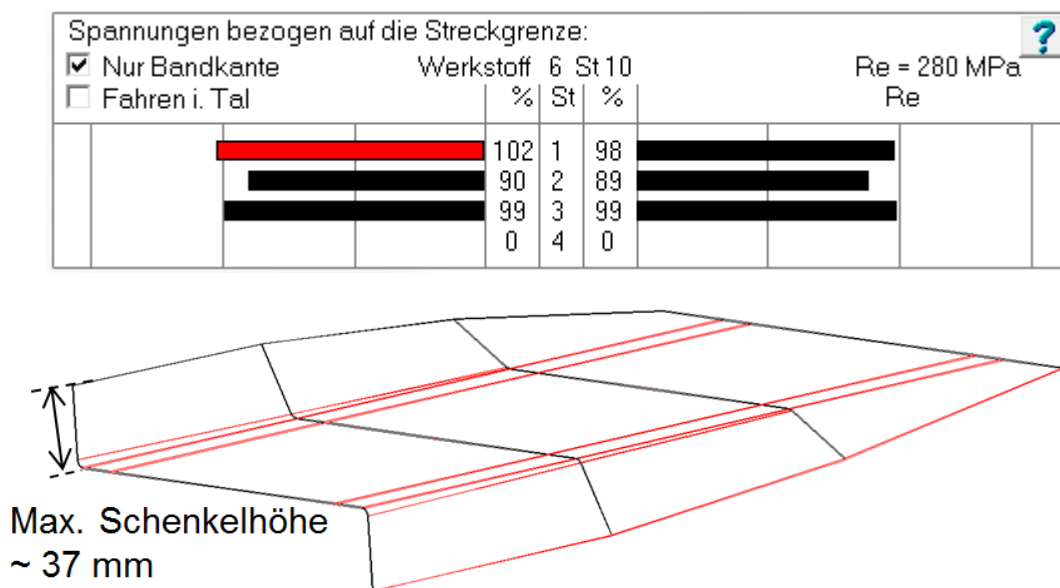


Abbildung 7-24: Maximale Schenkelhöhe beim konventionellen Walzprofilieren der äußeren Flansche

Figure 7-24: Maximum flange length when flanges are formed by conventional roll forming

Beim konventionellen Walzprofilieren lässt sich eine mehr als doppelt so große Schenkelhöhe realisieren bevor das Bauteil versagt. Die Blechdicke und Schenkelhöhe gehen quadratisch in die Berechnung der Beulspannung ein, sodass die Randbedingungen aus dem flexiblen Walzprofilieren bei der Fertigung der Deckbleche restriktiver sind. Aus diesem Grund müssen Einfurmstrategien, die für das konventionelle Walzprofilieren geeignet sind, an die spezifischen Randbedingungen beim flexiblen Walzprofilieren angepasst werden.

7.4.4 Analyse der Einfurmstrategie beim flexiblen Walzprofilieren Analysis of the forming strategies for flexible roll forming

Neben der Reduzierung der Schenkellänge, besteht die Möglichkeit Bauteilversagen durch Beulen zu vermeiden in dem das Profil versteift wird. Bei C-Profilen geschieht dies durch das Biegen der äußeren Flansche. Allgemein gibt es beim Walzprofilieren drei verschiedene Einfurmstrategien für Profilgeometrien mit zwei Biegezonon pro Seite. Abbildung 7-25 zeigt anhand der Fugengeometrie des Demonstratorbauteils die Biegewinkelfolge bei den drei Strategien.

Strategie Nummer 1 wurde bei der Fertigung des Demonstratorbauteils angewandt. Hierbei sind die Längsdehnungen in Folge des Biegens des Schenkels beim

Walzprofilieren am geringsten. Die zweite Strategie führt zu einer Schenkellänge in den ersten sechs Umformstufen von 27,104 mm. Wie im vorherigen Abschnitt aufgezeigt, ist diese Strategie beim konventionellen Walzprofilieren ohne Bauteilversagen umsetzbar. Beim flexiblen Walzprofilieren hingegen, führt Sie zu einem Bauteilversagen durch Beulen des Flansches.

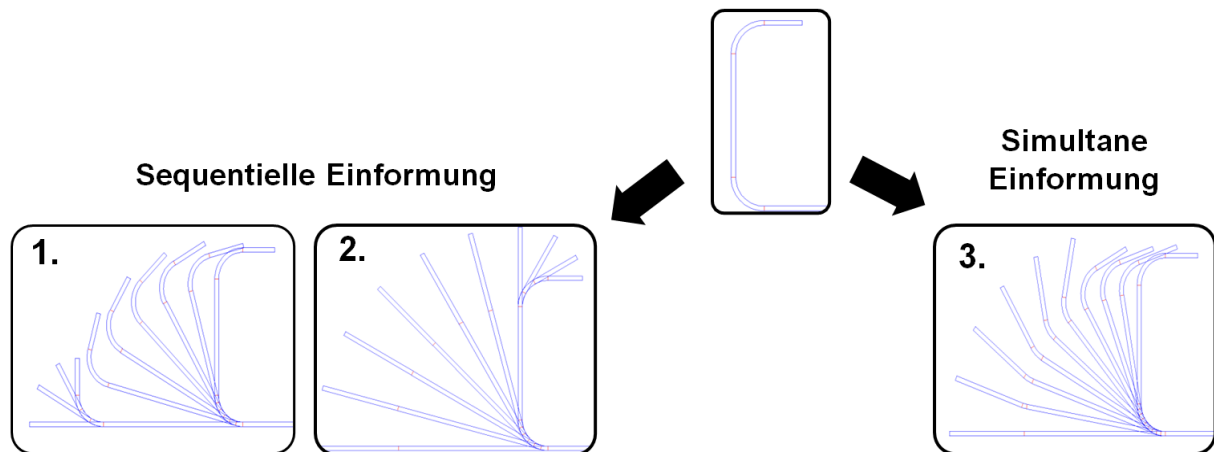


Abbildung 7-25: Einformstrategien beim Profilieren eines C-Profils

Figure 7-25: Forming strategies for the roll forming of a C-Profile

Ein weiterer Aspekt, der bei der Bestimmung der Einformstrategie berücksichtigt werden sollte, ist die Bodenverwölbung. Die Versteifung des Profils erschwert das Einbringen der notwendigen Längsdehnungen, die durch den flexiblen Profilierprozess entstehen. In Folge dessen kommt es zu einer deutlich stärkeren Ausbildung der Bodenverwölbung. Bei Variante 2 entsteht dementsprechend die geringste Verwölbung. Da sich die Verwölbung ebenfalls auf den folgenden Biegeprozess auswirkt, sollten Niederhalter eingesetzt werden. Durch das Fixieren des Profilbodens nahe der Umformzone, werden die Längsdehnungen vollständig in den Profilschenkel eingebracht.

7.5 Zusammenfassung Conclusion

Durch einen Technologiewechsel vom konventionellen zum flexiblen Walzprofilieren können Deckbleche mit flexibler Kontur hergestellt werden. Es konnte gezeigt werden, dass komplexe Geometrien mit einer Blechdicke von 0,5 mm herstellbar sind. Die prozessbedingten Längsdehnungen, die beim flexiblen Walzprofilieren in das Bauteil eingebracht werden, beschränken die maximale Schenkelhöhe stärker als die prozessbedingten Randbedingungen beim konventionellen Walzprofilieren. Mit einer Anpassung der Einformstrategie kann der Profilschenkel versteift werden bevor es zu einem Beulen des Flansches kommt, sodass auch größere Flanschlängen erreicht werden können.

Die Ergebnisse der Biegeversuche zeigen, dass der vorangehende flexible Profilierprozess sowie die Gestaltung der Fugengeometrie einen maßgeblichen Einfluss auf den Biegeprozess haben. Durch geschickte Gestaltung der Fugengeometrie können versagenskritische Belastungsfälle wie ein Stauchen des Flansches beim flexiblen Walzprofilieren und beim Biegen vermieden werden. Hinsichtlich der Erweiterung des

Biegeprozessen zu mehrachsigen Krümmungen sind Verfahren wie das Walzrunden oder partielles Auswalzen des Querschnitts zu bevorzugen. Voraussetzung ist dafür ein flexibles Werkzeugkonzept, das sich an die Kontur anpassen kann.

8 **Designtool** **Design tool**

Kurzfassung

In diesem Kapitel werden das Designtool und seine Entwicklung beschrieben. Der Designprozess wird dazu in einzelne Arbeitsschritte unterteilt und die entwickelten Tools beschrieben. Diese erlauben es ein parametrisches Modell von Flächentragwerken aus gekrümmten Sandwichelementen zu erstellen.

Abstract

This chapter describes the design tool and its development. The design process is divided into individual steps and the developed tools are described. These tools allow creating a parametric model of surface structures from curved sandwich panels.

8.1 Arbeitsschritte und benötigte Werkzeuge Process Steps and required Tools

Mit den Erfahrungen aus der Arbeit aus AP 1 bis 3 wurde zunächst überlegt, welche Tools notwendig sind, um Flächentragwerke aus gekrümmten Sandwichelementen zu planen. Diese Anforderungen wurden gemeinsam innerhalb des Forschungsprojekts gesammelt.

Anforderungen aus AP 1:

- Das Modellieren eines Entwurfs sollte einfach mittels NURBS Freiform-Flächen möglich sein.
- Diese sollten entsprechend der Komplexitätsstufen in Paneele unterteilt werden (s. Kapitel 3).
- Es sollte ein 3D Modell erstellt werden anhand dessen der Entwurf architektonisch bewertbar wird. Dieses sollte sich daher sowohl zur Visualisierung als auch für den 3D Druck von physischen Modellen eignen.
- Das 3D Modell sollte die Beurteilung unterschiedlicher Lösungen für die Fugen zwischen den Elementen ermöglichen. Daher sollten Schaum und Bleche als 3D Volumenmodell 1:1 dargestellt werden.
- Die Erstellung eines parametrischen Modells soll ein schnelles iteratives Ändern des Entwurfs ermöglichen.
- Für die Beurteilung des Modells sind Analysetools in drei Kategorien nötig: Herstellbarkeit, Tragverhalten und Architektonisch/ästhetische Beurteilung

Anforderungen aus AP 3:

- Einfache 2D AutoCAD™ DWG Datei zum Zuschnitt der Platinen. Daher ist eine 2D Abwicklung der 3D Bleche nötig.
- Eine Verschnitt-optimierte Abwicklung der Deckbleche

Anforderungen aus AP 2:

- Eine Schnittstelle zu einer verbreiteten FEM Software. Diese sollte es erlauben, 2D-Modelle zur vereinfachten Betrachtung und zur Erstellung von Parameterstudien zu erstellen. Dabei sollte auch die Aufschäumrichtung modelliert werden, um die anisotropen Materialeigenschaften zu berücksichtigen.
- Portieren des erstellten 3D-Modells zur statischen Beurteilung in dieselbe FEM Software.

Das Designtool sollte keine komplette Neuentwicklung darstellen, sondern auf eine verbreitete CAD Software aufsetzen. Hier wurde aus den folgenden Gründen für Rhino6™ mit dem parametrischen Plugin Grasshopper™ entschieden:

- Rhino ist eine weit verbreitete Software, die vor allem durch ihre einfache Erweiterbarkeit eine hervorragende Plattform für die Entwicklung eines experimentellen Designtools darstellt. Gerade das Experimentieren mit unterschiedlichen Lösungswegen ist mit Rhino sehr schnell möglich.
- Rhino bietet viele unterschiedliche Möglichkeiten Erweiterungen zu programmieren: Grasshopper (visuell), Python (Scriptsprache), Visual Basic (Scriptsprache), C# (sowohl als Scriptsprache als auch per API)
- Bereits bestehende Designtools wie z.B. das Schüco Parametric System, setzen ebenfalls auf diese Plattform.

- Bei Bedarf lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse in Zukunft auch auf andere CAD/BIM Pakete übertragen (z.B. ADT, Revit, ArchiCAD, Nemetschek, Vectorworks)

8.2 Funktionsweise des Designtools Operating principle of the design tool

Auf Basis dieser Grundlage und den Entwurfserfahrungen aus AP 1 konnte nun die Entwicklung des Designtools beginnen. Um den Benutzer durch den Designprozess zu führen, wurde dieser in vier Schritte eingeteilt (Abbildung 8-1). Im ersten Schritt sollte der Planer möglichst viel Freiheit haben und eine Ausgangsgeometrie zeichnen. Im zweiten Schritt sollte dieses Modell in fertigbare Paneele eingeteilt werden, welche einer der definierten Komplexitätsstufen entsprechen. Im dritten Schritt sollte ein detailliertes Modell generiert werden. Im vierten Schritt soll dieses Modell analysiert und bewertet werden. Da das Modell parametrisch in Grasshopper entsteht, ist es möglich, jede getroffene Entscheidung im Nachhinein zu ändern und automatisch ein aktualisiertes Modell zu generieren.

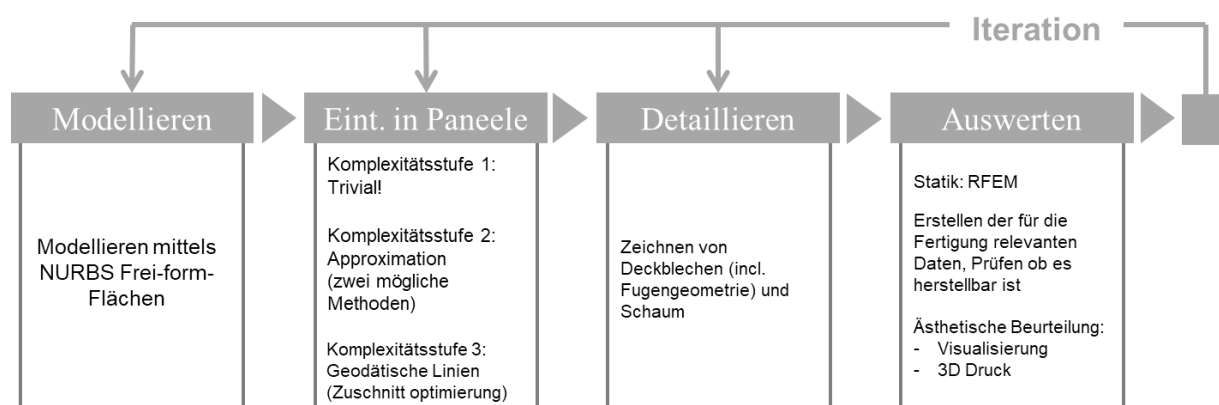


Abbildung 8-1: Arbeitsschritte im Designprozess und benötigte Tools

Figure 8-1: Design Steps and Required Tools

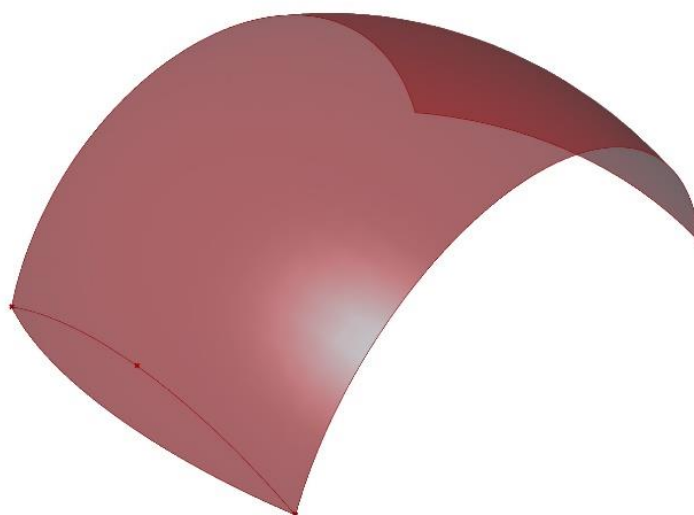


Abbildung 8-2: NURBS Freiformfläche als Ausgangsgeometrie

Figure 8-2: NURBS Freeform surface as initial geometry

8.2.1 Schritt 1: Modellierung

Step 1: Modelling

In diesem Schritt sollte dem Planer möglichst viele Freiheiten gewährt werden. Die Geometrie des Daches kann zunächst als NURBS Freiformfläche gezeichnet werden. Allerdings sollte der Planer in der Lage sein, grobe Rahmenbedingungen zu berücksichtigen (Abbildung 8-2):

- Es gibt immer eine Haupttragrichtung.
- Die Spannweite sollte maximal 16 m betragen.
- Je nach Komplexitätsstufe sind unterschiedliche Geometrien möglich (s. Kapitel 3.2.2)
- Die möglichen Krümmungsradien sind bei Gebäuden so groß, dass sie von flexiblen Walzprofilieranlagen fertigbar seien sollten.

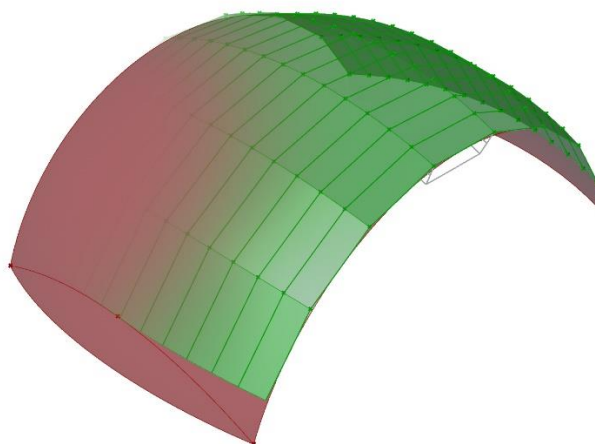


Abbildung 8-3: Modell nach dem Anwenden der Tools aus der Kategorie „Einteilen in Paneele“

Figure 8-3: Model after applying the tools from the paneling category

8.2.2 Schritt 2: Einteilen in Paneele

Step 2: Panelling

Auf die geplante Geometrie werden in diesem Schritt Paneele gezeichnet. Diese haben zunächst noch keine Materialstärke, sie sollten aber bereits einer der drei Komplexitätsstufen entsprechen (Abbildung 8-3). Je nach Komplexitätsstufe ist eine unterschiedliche Herangehensweise zum Zeichnen der Paneele nötig. Für Komplexitätsstufe 1 wird kein spezielles Werkzeug benötigt, einfachgekrümmte Paneele mit kontinuierlichem Randverlauf lassen sich einfach mit den gegebenen Werkzeugen von Rhino zeichnen.

Paneele der Komplexitätsstufe 2 zu planen ist allerdings wesentlich herausfordernder, weil mehrfachgekrümmte NURBS Freiformflächen mit einfachgekrümmten Teilflächen approximiert werden müssen. Dies gilt vor allem, wenn man Geometrien abseits von Kugeln Ellipsoiden oder Toren konstruieren möchte, da immer gewährleistet werden muss, dass die Streifen keine Verdrehungen aufweisen. Daher wurden für das Designtool für Komplexitätsstufe 2 und 3 jeweils eine eigene Methode zur Approximation entwickelt.

8.2.2.1 Approximation in der Komplexitätsstufe 2 Approximation in level 2 of complexity

Für eine einfache Fertigung mit möglichst wenig Verschnitt ist es erforderlich, eine gegebene Freiformfläche mit möglichst langen Paneelen, welche eine möglichst geringe Breitenänderung aufweisen, zu approximieren. Vor allem aber dürfen die Elemente nur zylindrisch und nicht konisch verformt werden. Um dies zu erreichen wurde ein Approximation-Werkzeug entwickelt, welches solche Elemente in mehreren Schritten generiert (Abbildung 8-4 bis Abbildung 8-9):

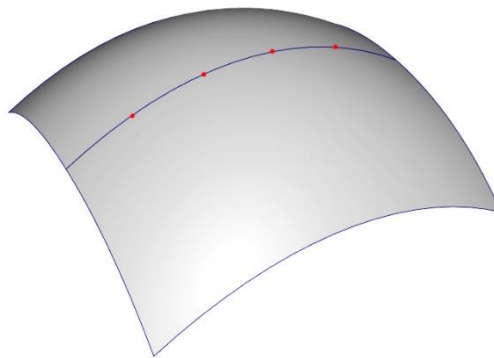


Abbildung 8-4: Im ersten Schritt wird eine Kurve auf die Ausgangsgeometrie gezeichnet. Diese Kurve wird nun in gleichlange Segmente geteilt. Die Länge dieser Segmente bestimmt die Breite und Anzahl der später generierten Paneele.

Figure 8-4: In the first step, a curve is drawn on the initial geometry, which is now divided into segments of equal length. The length of these segments determines the width and number of panels generated later on.

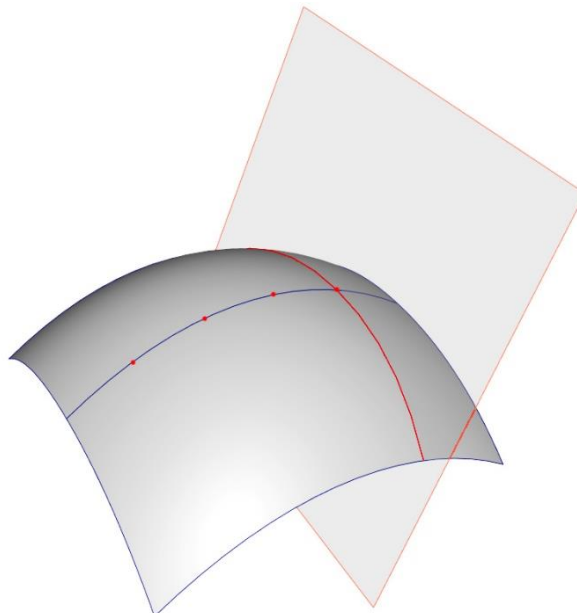


Abbildung 8-5: Am Ende des ersten Segments wird eine Ebene aufgespannt, deren Normalenvektor der Tangente der Kurve in diesem Punkt entspricht. Diese Ebene wird mit der Ausgangsgeometrie verschnitten, um eine Schnittkurve zu erhalten.

Figure 8-5: At the end of the first segment a plane is spanned whose normal vector corresponds to the tangent of the curve at this point. This plane is intersected with the original geometry to obtain an intersection curve.

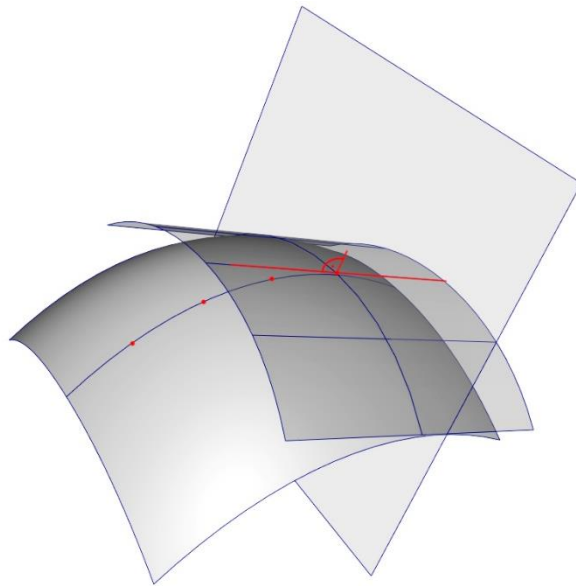


Abbildung 8-6: Diese Schnittkurve wird verwendet, um eine einfach gekrümmte Fläche entlang der Tangente der Kurve in beide Richtungen zu extrudieren.

Figure 8-6: This cutting curve is used to extrude a single curved surface along the tangent of the curve in both directions.

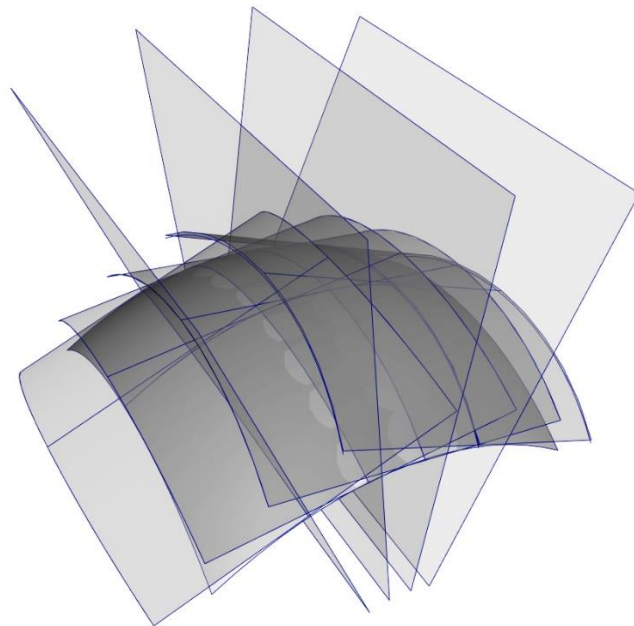


Abbildung 8-7: Diese Schritte werden jetzt für alle folgenden Segmente, die im ersten Schritt generiert wurden, wiederholt.

Figure 8-7: These steps are now repeated for all subsequent segments generated in the first step.

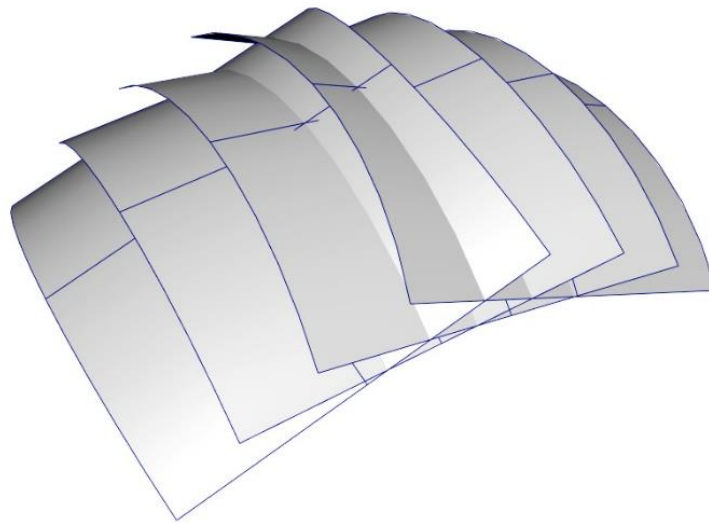


Abbildung 8-8: Diese generierten Flächen bilden allerdings noch kein zusammenhängendes Gefüge.

Figure 8-8: However, these generated surfaces do not form a coherent structure yet.

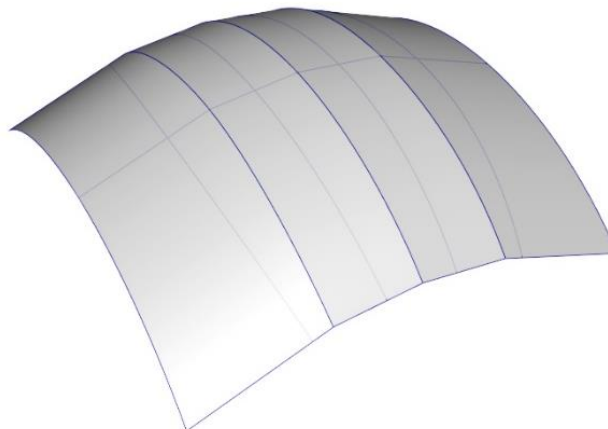


Abbildung 8-9: Wenn man diese Flächen allerdings miteinander verschneidet und überflüssige Bereiche entfernt, kann eine zusammenhängende Approximation der doppeltgekrümmten Ausgangsgeometrie mit einfach zylindrisch gekrümmten Elementen generiert werden.

Figure 8-9: However, if these surfaces are intersected and superfluous areas are removed, a contiguous approximation of the double-curved initial geometry can be generated with single-curved cylindrical elements.

Mit dieser Methode lassen sich viele - aber nicht alle - Geometrien approximieren. Translationsflächen und Regelgeometrien wie Ellipsoide, Toren, Kugeln (oder Segmente von diesen) lassen sich allerdings problemlos approximieren (Abbildung 8-11 und Abbildung 8-10). Auch hyperboloide Geometrien lassen sich auf diese Weise approximieren. Abwandlungen von all diesen Geometrien lassen sich in Grenzen kompensieren. Im Zweifelsfall muss der Planer etwas experimentieren, was durch die parametrische Natur des Designtools problemlos möglich ist.

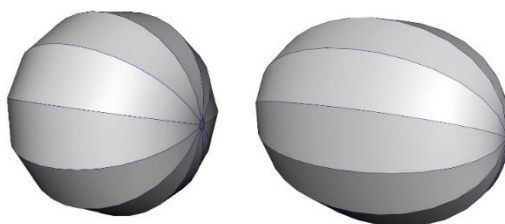


Abbildung 8-10: Paneele für Kugel und Ellipsoid

Figure 8-10: Panels for a sphere and an ellipsoid

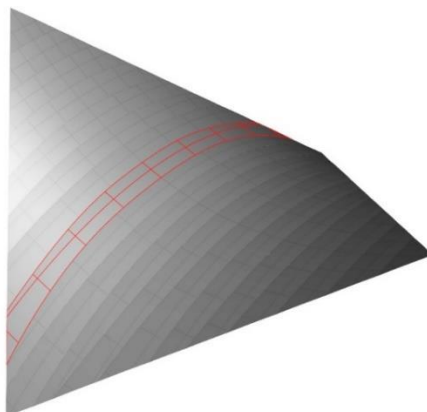


Abbildung 8-11: Paneele für einen Hyperboloid

Figure 8-11: Panels for a hyperboloid

8.2.2.2 Approximation in der Komplexitätsstufe 3 Approximation in level 3 of complexity

Mit Paneelen dieser Komplexitätsstufe gibt es fast keine geometrischen Restriktionen mehr. Dies offeriert nicht nur viele Möglichkeiten für die Gestaltung, sondern bietet, anders als bei Komplexitätsstufe 2, bei der kaum eine Verschnittoptimierung der Deckbleche durch Änderung des Panel Layouts möglich ist, weiteren geometrischen Spielraum, um hier bessere Lösungen zu finden. Im Textilbau wird der Verschnitt üblicherweise mit Hilfe von geodätischen Linien optimiert. Nutzt man diese Linien zum Einteilen einer Fläche hat man mehrere Vorteile:

- Die Verbindungsstellen sind möglichst kurz
- Beide Seiten des Panels sind entweder konkav oder konvex.
- Es gibt keine S oder C förmigen Elemente, welche besonders viel Verschnitt erzeugen.

Eine wichtige Ergänzung für das Designtool ist daher ein Modul, welches es ermöglicht Freiformflächen mittels geodätischer Linien einzuteilen. Für das gesuchte Panel-Layout ist die Breite der Walzprofilieranlage die maßgebliche Größe. Die Paneele dürfen niemals breiter werden, sollten die Breite der Anlage aber andererseits auch möglichst ausnutzen.

Daher wurde innerhalb von Arbeitspaket 4 ein Modul entwickelt, welches die Paneele die diese Bedingungen erfüllen, iterativ annähert. Ausgehend von einer initialen

geodätischen Linie wird eine zweite Linie solange über die Freiformfläche verschoben bis die Bedingung der maximalen Breite erfüllt ist. Dieser Vorgang wird nun für die neu gefundene Linie wiederholt bis die gesamte Fläche eingeteilt ist. Die resultierenden Paneele sind dank ihrer entweder konkaven- oder konvexen Form wesentlich besser zu fertigen und erzeugen wesentlich weniger Verschnitt (Abbildung 8-12).

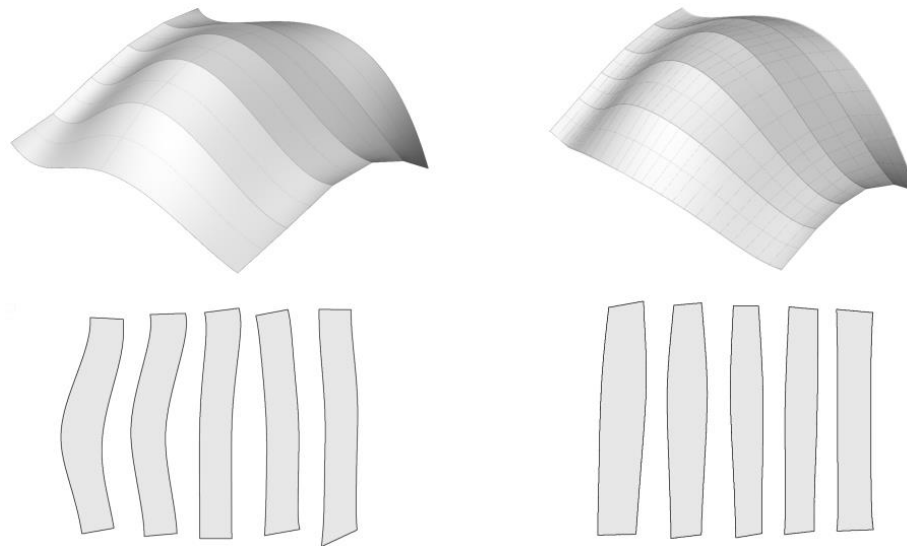


Abbildung 8-12: Links: Paneele generiert mithilfe von Isolinien. Rechts: Paneele generiert mithilfe von geodätischen Linien.

Figure 8-12: Left: Panels generated using isolines. Right: Panels generated using geodesic lines.

8.2.3 Schritt 3: Detaillierung Step 3: Detailing

Basierend auf dem im zweiten Schritt erstellten Panel-Layout wird im dritten Schritt ein parametrisches Modell der Deckbleche und des Schaums generiert. Vor allem die Verbindungsstellen sind sowohl fertigungstechnisch als auch bauphysikalisch kritische Punkte und müssen daher detailliert und präzise modelliert werden.

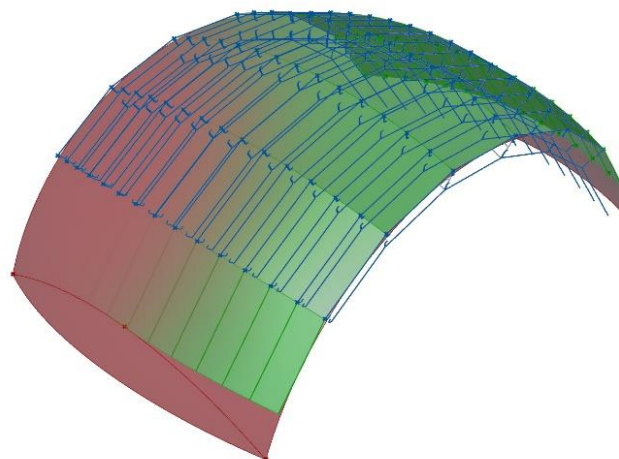


Abbildung 8-13: Generierte Profilquerschnitte

Figure 8-13: Generated profile cross-sections

Um dieses Modell zu erstellen, werden zunächst Schnittkurven der Elemente generiert, die vor allem die Verbindungsstellen mit allen Winkeln korrekt abbilden (Abbildung 8-13). Diese werden dann mittels eines Lofts zur Generierung von Volumenkörpern genutzt (Abbildung 8-14).

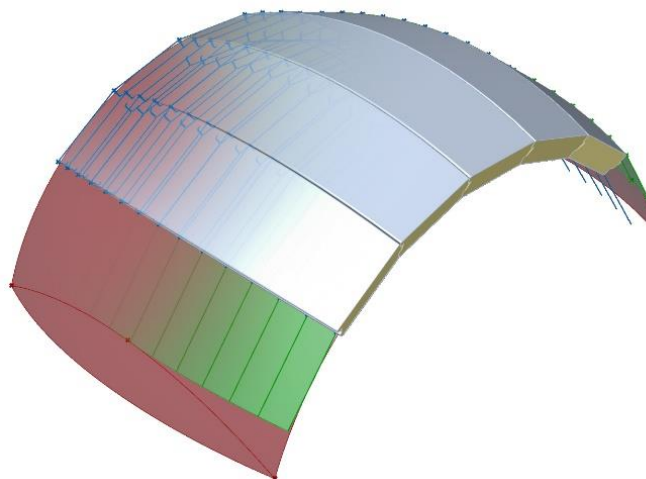


Abbildung 8-14: Volumenkörper der Paneele nach Anwendung eines Lofts

Figure 8-14 Voluminous body of the panels after application of a loft

Bereits bei Paneelen der Komplexitätsstufe zwei ist der Winkel zwischen den Paneelen nicht mehr kontinuierlich, sondern ändert sich über den Verlauf dieser (Abbildung 8-15).

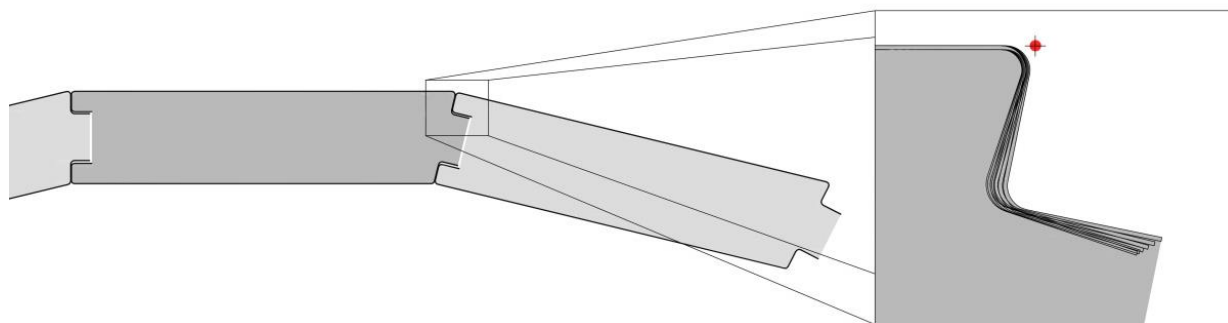


Abbildung 8-15: Einfache Nut- und Federverbindung und Winkeländerung über das Profil

Figure 8-15: Simple tongue and groove connection and angle change via the profile

Im Projekt wurde von Seiten der Fertigung nur eine Nut- und Federverbindung betrachtet. Mit dem Designtool lassen sich jedoch auch andere Verbindungen modellieren (Abbildung 8-16).

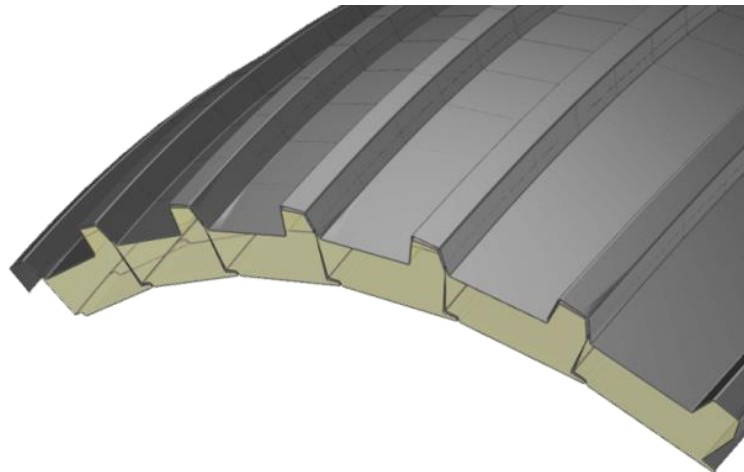


Abbildung 8-16: Module mit Trapezprofilierung an den Verbindungsstellen
Figure 8-16: Modules with trapezoidal profiles at the joints

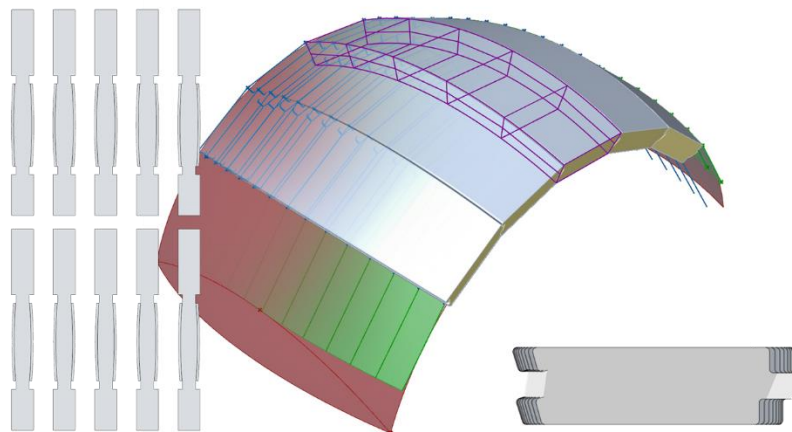


Abbildung 8-17: Modell nach dem Anwenden der Tools aus der Kategorie „Auswertung“
Figure 8-17: Model after applying the tools from the Evaluation category

8.2.4 Schritt 4: Auswertung Step 4: Evaluation

Das erstellte Modell wird nun auf unterschiedliche Weise betrachtet und bewertet. Erstens muss sichergestellt werden, dass sich alle Paneele mit einer gegebenen Walzprofilieranlage herstellen lassen. Die Paneele dürfen nicht breiter als die gegebene Anlage sein; die profilierten Radien dürfen die der Maschine nicht unterschreiten. Auch die minimalen Krümmungsradien der Walzrundanlage dürfen nicht unterschritten werden (Abbildung 8-17).

Zweitens muss das Modell statisch überprüft werden, um die Standsicherheit eines potentiellen Gebäudes sicherzustellen. Dies geschieht üblicherweise mittels FEM Modellen. Daher wurde gemeinsam mit Forschungsstelle 1 eine Schnittstelle zu RFEM erarbeitet. RFEM ist eine bei Tragwerksplanern weitverbreitete Software, diese wird auch in Forschungsstelle 1 verwendet, daher ist die Schnittstelle sowohl marktrelevant als auch die nötige Expertise vorhanden. Mithilfe dieser Schnittstelle lassen sich sowohl zwei- als auch dreidimensionale Modelle von Rhino/Grasshopper nach RFEM portieren (Abbildung 8-18).

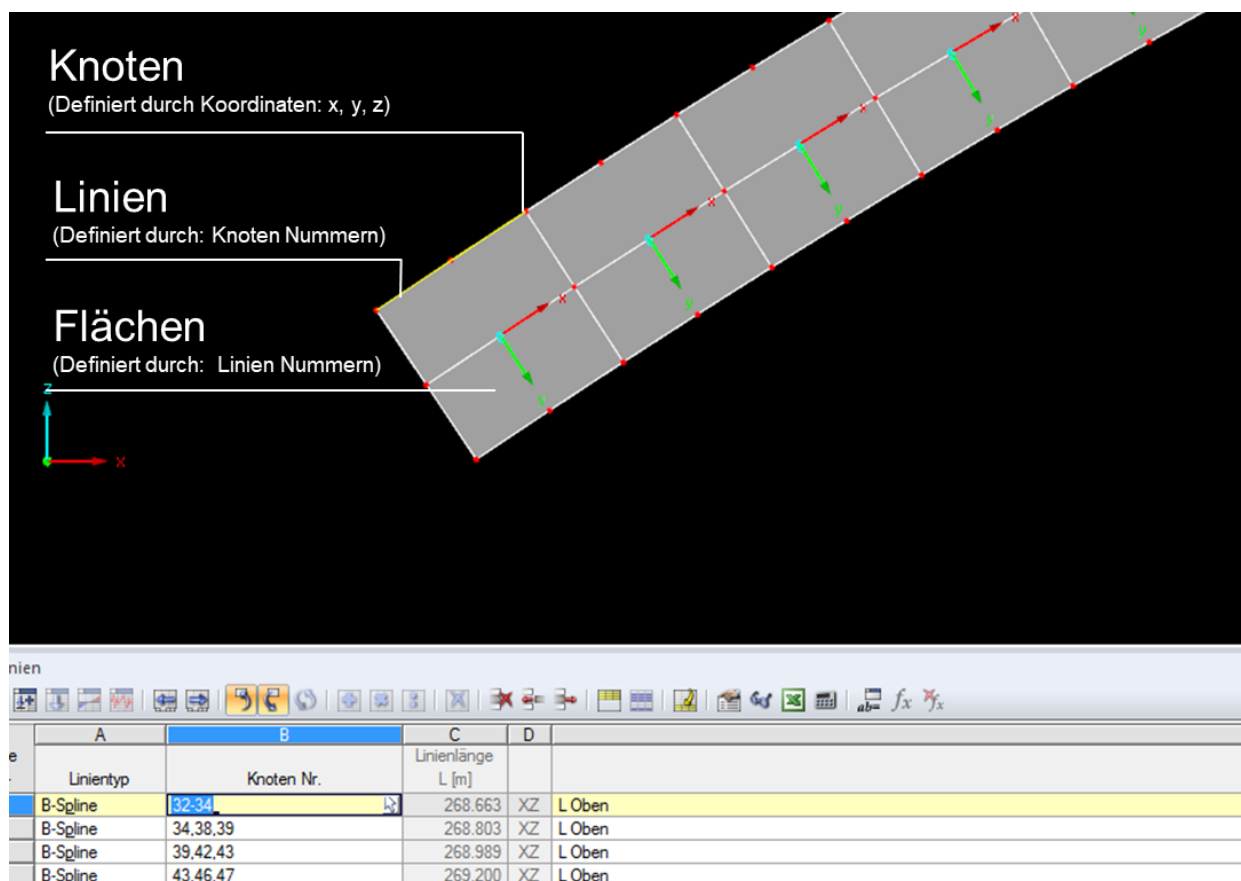


Abbildung 8-18: Portiertes Modell in RFEM

Figure 8-18: Ported model in RFEM

Drittens ist eine architektonische bzw. ästhetische Bewertung nötig. Das Modell kann als Grundlage von Visualisierungen und Lichtsimulationen dienen (s. Kapitel 3). Um ein physisches Modell, wie es bei Architekten üblich ist, zu erhalten, lässt sich das generierte Modell auch 3D-drucken. Der wichtigste Aspekt für den architektonischen Entwurf ist allerdings der parametrische Aufbau des Designtools (Abbildung 8-20). Somit kann in alle Schritte eingegriffen werden, und ein aktualisiertes Modell wird sofort generiert. Daher lassen sich in kurzer Zeit sehr viele Varianten planen.

Das Modell dient im letzten Schritt natürlich auch als Datengrundlage für die Fertigung. Die gegebene Anlage funktioniert im Reversierbetrieb, deshalb sollten die dafür nötigen Blechplatten als 2D DWG-Datei ausgegeben werden. Daher werden die beiden Deckbleche zweidimensional abgewickelt und die für den Einzug in die Anlage nötigen Blechstreifen am Anfang und Ende eines jeden Elements angefügt. Diese Linien lassen sich nun exportieren und für den Laserzuschnitt der Platinen nutzen (Abbildung 8-19).

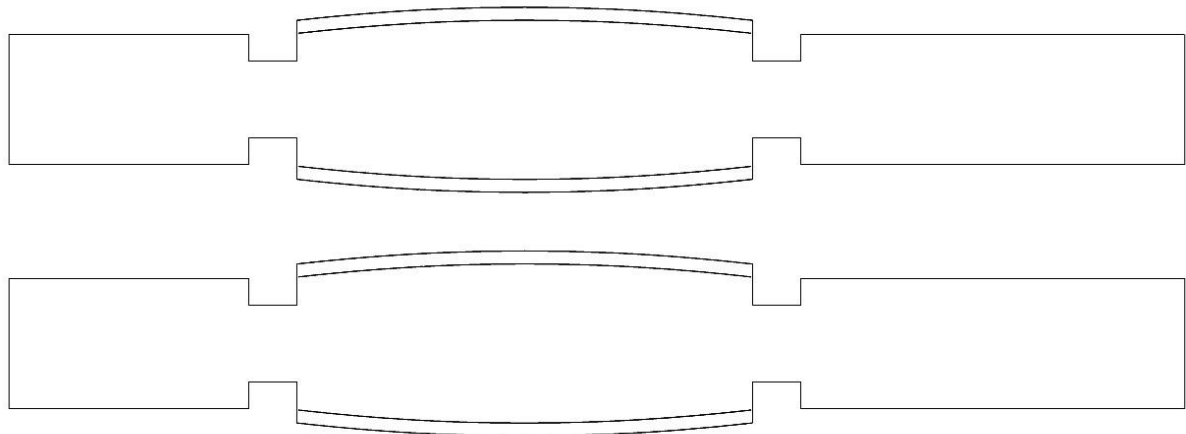


Abbildung 8-19: Umrisslinien der Platinen zum Laserschneiden

Figure 8-19: Outlines of the sheets for laser cutting

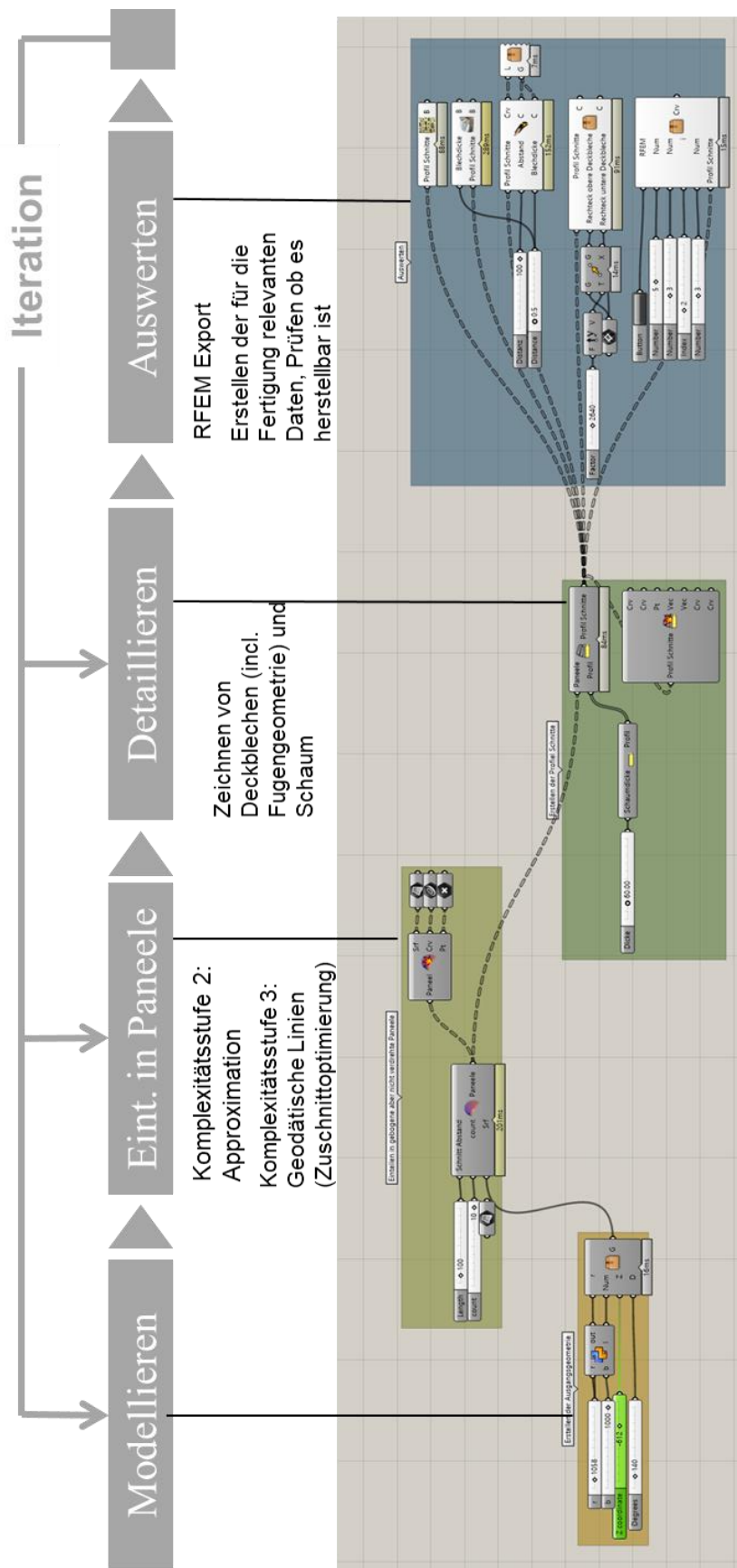


Abbildung 8-20: Alle Tools zusammenschaltet in Grasshopper
Figure 8-20: All tools interconnected in Grasshopper

8.3 Desingntool Download Design tool download

Die im Rahmen dieses Projekts entwickelten Dateipakete für das Programm Grasshopper werden auf der Homepage der Forschungsstelle 3 (www.kgbauko.tu-darmstadt.de) als Paketdownload zur Verfügung gestellt.

Neben den operativen Dateien wird in dem Downloadverzeichnis eine Dokumentation zu den Inhalten der einzelnen Designschritte veröffentlicht. Die Dokumentation enthält auch einen Installationshinweis zur korrekten Dateiablage auf dem lokalen Programmverzeichnispfad. Für die Anwendung sind mindestens fortgeschrittene Programmkenntnisse der Software Grasshopper erforderlich. Für die richtige Anwendung und den daraus resultierenden Datenoutput übernehmen wir keinerlei Gewährleistung. Die Autoren behalten sich eine künftige Revision des Standes der Software und der zugehörigen Dokumentation vor:

- Anleitung_v01
- GSE_DesignTool
 - Examples
 - GSE_k2.gh
 - GSE_k3.3dm
 - GSE_k3.gh
 - Libraries
 - rFEM_3D_Export.gha
 - UserObjects
 - 2D Schnittfolge.ghuser
 - 3D Modell Blech.ghuser
 - 3D Modell Schaum.ghuser
 - Abwickeln.ghuser
 - Blech Zuschnitt.ghuser
 - Deconstruct Schnitte.ghuser
 - Decunstruct Profil.ghuser
 - Demo.ghuser
 - Eigenes Profil.ghuser
 - Expl. Paneele.ghuser
 - Paneele C3.ghuser
 - Pneele.ghuser
 - Profil NF1.ghuser
 - Profil NF2.ghuser
 - Profil Schnitte.ghuser
 - rFEM 3D Export.ghuser
 - RFEM_EXP.ghuser
 - Unroll.ghuser
 - Winkel Test.ghuser
- Schnittstelle_rFEM_Visual_Studio_2015_Project
 - rFEM_3D_Export
 - Bitmap1.bmp
 - Bitmap2.bmp
 - rFEM_3D_Export.sln
- rFER_ExcelExp (weitere Unterordner)

9 Zusammenfassung Conclusion

Freie Formen ermöglichen die Konstruktion individuell gestalteter, statisch hoch effizienter Schalentragwerke und spielen dank neuer computergestützter Planung- und Berechnungsmethoden eine immer größere Rolle. Bedingt durch die individuelle Kontur der einzelnen Elemente sind flexible und trotzdem wirtschaftliche Fertigungsverfahren erforderlich. Während Fassadenverkleidungen aus flexibel geformten Aluminiumprofilen bereits Stand der Technik sind, ist der Einsatz von Sandwichelementen mit wenigen Ausnahmen auf gerade, ebene Elemente limitiert.

In theoretischen, numerischen und experimentellen Untersuchungen zu Tragverhalten und Tragfähigkeit von gekrümmten Sandwichelementen konnte das große statische Potential der im Rahmen dieses Projekts neu entwickelten Bauweise gezeigt werden. In den Untersuchungen wurde weiter die Basis geschaffen das Tragverhalten gekrümmter Sandwichelemente realistisch modellieren zu können. Auch in Strukturen aus gekrümmten Sandwichelementen ist das Stabilitätsversagen der gedrückten Deckschicht der maßgebende Versagensmodus. Es konnte gezeigt werden, dass eine Krümmung der Sandwichelemente im erarbeiteten Anwendungsbereich keinen nennenswerten Einfluss auf ihre Knitterspannung hat. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass unter den entsprechenden Voraussetzungen grundsätzlich Stützweiten von bis zu 16 m möglich scheinen.

Innerhalb des Projektes wurde daher weiter eine Fertigungskette zur Herstellung gekrümmter Sandwichelemente entwickelt. Der Technologiewechsel vom konventionellen zum flexiblen Walzprofilieren ermöglicht die Fertigung individueller Elementformen. Innerhalb des Projekts konnte mit der Fertigung flexibel profilierter Deckbleche mit 0,5 mm Blechdicke die Anwendbarkeit des Verfahrens bei geringen Blechdicken nachgewiesen werden. Die prozessspezifischen Bauteilfehler bei geringen Blechdicken wurden ebenfalls untersucht. Ein Versagen des Bauteils durch Beulen des Flansches tritt bei deutlich geringeren Schenkelhöhen auf, als beim konventionellen Walzprofilieren erreicht werden können. Durch Anpassen der Biegewinkelfolge kann der Profilschenkel versteift werden, bevor die kritischen Beulspannungen im Profilschenkel erreicht werden. Weiterhin wurden zwei Verfahren zur Krümmung der Profile untersucht und Einflussgrößen identifiziert. Das optimale Verfahren ist abhängig von der Fugengeometrie, der Bauteilkontur und eventuellen Vorkrümmungen aus dem Profilierprozess.

10 Ausblick Outlook

Im Laufe des Projektes konnten eine Reihe von weiterführenden Forschungsfragen hinsichtlich der Planung und Herstellung von Flächentragwerken aus gekrümmten Sandwichelementen sowie der Bewertung ihrer Tragsicherheit und Gebrauchstauglichkeit identifiziert werden.

Nachdem die grundsätzliche Machbarkeit der Herstellung flexibel profilierter und gekrümmter Deckbleche innerhalb des Projektes nachgewiesen wurde, sollten als nächstes die Interaktionen innerhalb der Prozesskette näher untersucht werden. Dazu gehört die Auswirkung der Fugengeometrie und Bauteilkontur auf den flexiblen Profilier- und Biegeprozess. Eine numerische Abbildung der gesamten Prozesskette erlaubt die effektive Durchführung von Parameterstudien ohne den Versuchsaufwand weiter zu erhöhen. Damit können insbesondere die geometrischen Restriktionen, die sich aus der vorhandenen Fertigungstechnik ergeben, aufgelöst werden. Mit anderen Worten heißt das, dass auch deutlich komplexere Fugenstöße mit erhöhten baukonstruktiven Anforderungen möglich werden.

Der Vergleich der experimentellen mit den numerischen Untersuchungen hat gezeigt, dass die Steifigkeiten der Auflagerkonstruktion signifikanten Einfluss auf das Tragverhalten von Bogentragwerken aus gekrümmten Sandwichelementen haben. Weiterführende Untersuchungen zum Einfluss denkbarer Auflagerkonstruktionen auf das Tragverhalten der Bogentragwerke sind somit notwendig, um eine endgültige Aussage hinsichtlich möglicher höherer Spannweiten treffen zu können. Es ist zu erwarten, dass diese einen unterschiedlichen Einfluss auf die Beanspruchungen aus den jeweiligen Einwirkungen nehmen. Weiterhin ist davon auszugehen, dass die Steifigkeiten der Längsstöße der Sandwichelemente das Tragverhalten der Flächentragwerke analog zu den Steifigkeiten der Auflagerkonstruktionen beeinflussen. Untersuchungen zur Steifigkeit der Längsfugen könnten somit die Basis für Studien zum Tragverhalten der entwickelten Flächentragwerke legen.

Das Designtool ist das erste seiner Art und lässt somit grundsätzlich auf künftige Fortschreibungen im Rahmen von Optimierungsprozessen hoffen. Eine weitere Optimierungsstrategie würde sich aus dem gezielten Einsatz von prozessspezifischen Analytikmodellen ergeben, die eine noch bessere Rückkopplung aus dem Herstellungs- in den Planungsprozess ermöglichen dürfte (z.B. Blechzuschnitte und Bauteilgeometrien). Weiterhin wäre der Einbezug der geometrischen Komplexitätsstufe 4 von Bedeutung, da hiermit nunmehr alle denkbaren, gekrümmten Geometrien sowie die Berücksichtigung der aus ihnen ableitbaren Kräfteverläufe in der Blechebene möglich werden.

Ein gänzlich eigenständiges und wichtiges Kapitel ist die Berücksichtigung weiterer Schaumeigenschaften sowie eine Optimierung des Schäumungsprozesses in eine industrielle Fertigungsstrecke, die bei gekrümmten Paneelen einen wichtigen Erfolgsparameter darstellen dürfte.

11 Durchgeführte Änderungen zum Projektantrag Deviating procedure to the project application

Innerhalb dieses Abschnitts werden die Änderungen der Projektinhalte, die sich im Lauf des Projektes in Abstimmung mit dem projektbegleitenden Ausschuss ergeben haben, noch einmal gesondert beschrieben und begründet.

11.1 Arbeitspaket 2 Work package 2

11.1.1 Gestaltung der Fugengeometrie Design of the joint

Innerhalb der Diskussion der Projektinhalte mit dem projektbegleitenden Ausschuss wurde der Wunsch nach einer komplexeren Fugengeometrie geäußert. Begründet wurde dies mit einer verbesserten Abbildung der Elementverbindung in Querrichtung.

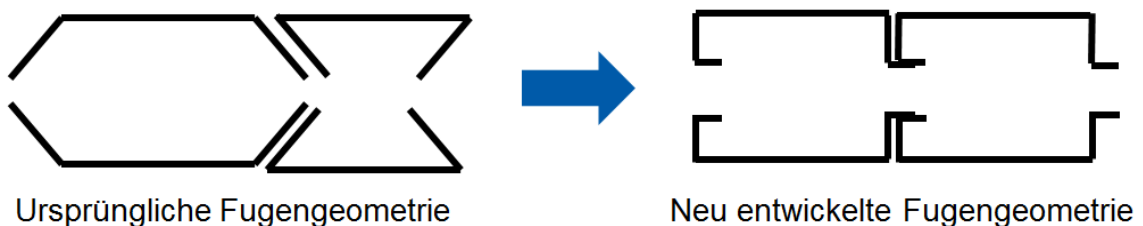


Abbildung 11-1: Überarbeitung der Fugengeometrie

Figure 11-1: Revision of the joint design

Die neue Geometrie besteht aus asymmetrischen Profilen mit Hut- und C-Schenkeln, anstatt aus U-Profilen mit nur jeweils einer Biegezone pro Seite. Der Fertigungsaufwand der Profile sowie die Auslegung der Prozesskette werden dadurch um ein Vielfaches aufwendiger. Die neue Geometrie erfordert einen Wechsel von der Serienanlage auf ein Prototypengerüst, bei dem jede Profilerstufe einzeln gerüstet und Durchfahren werden muss. Anstatt 3-8 Profilerstufen werden 14-17 Stufen zur Herstellung der Deckbleche benötigt. Der Versuchsaufwand steigt dabei um ein Vielfaches. In Folge beschränken sich die Untersuchungen auf Deckbleche mit der minimalen Blechdicke von 0,5 mm. Da die versagenskritischen Spannungen beim flexiblen Walzprofilieren mit abnehmender Blechdicke ansteigen, lassen sich die Ergebnisse für eine Blechdicke von 0,5 mm auf alle größeren Blechdicken anwenden.

Hinsichtlich zukünftiger Untersuchungen bezüglich der Fugendichtigkeit oder dem Auftreten von Querkräften bei mehrachsig gekrümmten Strukturen scheint der Wechsel sinnvoll und daher wurde entschieden die fertigungstechnischen Grundlagen direkt an einer komplexen Profilgeometrie zu erarbeiten. Die für die Erweiterung der Steuerung der kontinuierlichen flexiblen Produktionsanlage vorgesehenen VaW-Mittel entfallen dabei.

11.1.2 Schäumversuche an einer schiefen Ebene **Adhesive tests on an inclined plane**

Im Laufe des Projektes konnten aus Sicherheitsgründen keine Schäumversuche bei den Unternehmen realisiert werden. Daher entfallen die Arbeiten der Schäumversuche an einer schiefen Ebene (AP2.3). Anstelle des Modellversuchs wurden durch die Forschungsstelle 1 umfangreiche Voruntersuchungen zur Herstellung der Probekörper für die Traglastversuche durchgeführt. Aus den Erkenntnissen lassen sich direkt Rückschlüsse auf die industrielle Umsetzung des Schäumprozesses ableiten.

11.2 Arbeitspaket 3 **Work package 2**

11.2.1 Herstellung der Probekörper mit der Zip-Shape Methode **Production of the test specimen using the zip shape method**

Um einen Prozess für die Herstellung gekrümmter Sandwichelemente mit Hilfe der ZipShape-Methode zu entwickeln, wurden weitere Voruntersuchungen zum Kleben mit einem einkomponentigem PU-Klebstoff durchgeführt. Dieser sollte zum Verkleben entlang der Schnittkanten des Kernmaterials eingesetzt werden (s. Abbildung 3-6). Die Vorversuche haben jedoch gezeigt, dass eine gleichförmige Klebeverbindung, insbesondere der vertikalen Kanten, voraussichtlich nicht sichergestellt werden kann, da es hier zu einem Herunterlaufen des Klebers kommt. Eine homogene Verbindung und Tragwirkung des Kernmaterials ist in der geplanten Größenordnung somit aller Voraussicht nach nicht zu erreichen.

Die theoretischen Voruntersuchungen haben gezeigt, dass für die gekrümmten Sandwichelemente ähnliche Knitterspannungen zu erwarten sind wie für gerade Sandwichelemente (vgl. Abschnitt 5.6.2.1). Aufgrund dieser Tatsache sollte in den Versuchen insbesondere das globale Tragverhalten gekrümmter Sandwichbalken realistisch abgebildet werden sollte, um anhand der Ergebnisse den Modellierungsansatz mit Hilfe der FEM zu validieren, wurde entschieden von der Herstellung der Probekörper mit Hilfe der ZipShape-Methode Abstand zu nehmen.

11.2.2 Entwicklung von Auflagerdetails **Development of exemplary support constructions**

Für die Ausbildung der Auflagerkonstruktion können zwei grundsätzliche Ansätze verfolgt werden. Der Anschluss kann grundsätzlich geschraubt oder mit Hilfe eines Kontaktstoßes ausgeführt werden. Beide Ansätze wurden ausführlich diskutiert und jeweils ein repräsentatives Anschlussdetail konstruiert. Da der Schwerpunkt hierbei auf das Tragverhalten und die Tragfähigkeit der Konstruktion gelegt wurde, wurde darauf verzichtet weitere leicht abgewandelte Varianten dieser Anschlüsse darzustellen. Die dargestellten Verbindungen können prinzipiell auch auf einen Anschluss an abweichende Unterkonstruktionen und Werkstoffe übertragen werden. Entsprechend der jeweiligen Situation werden gegebenenfalls ergänzende Bauteile notwendig, um beispielsweise den Anforderungen an die Dichtigkeit der Konstruktion gerecht zu werden.

11.2.3 Prüfprogramm Test programme

Zu Projektbeginn war geplant zwei unterschiedliche Bauteildicken aus Bauteilen jeweils unterschiedlicher Hersteller zu untersuchen, die mit Stahldeckschichten aus unterschiedlichem Material hergestellt wurden. Es sollten Bauteile mit einer eher kleinen Krümmungsradius, einem eher großen Krümmungsradius sowie gerade Sandwichelemente getestet werden.

Im Rahmen der der Auswertung der numerischen Untersuchungen konnte bereits vor Beginn der experimentellen Untersuchungen neben dem Einfluss der Bauteilkrümmung auch der Einfluss der Bauteildicke auf das Tragverhalten herausgearbeitet werden (s. Abschnitt 6.3.5). Weiter kann aufgrund der bezogen auf die Knitterwelllänge großen Krümmungsradien davon ausgegangen werden, dass sich die Knitterspannung gerader und gekrümmter nicht grundsätzlich unterscheidet (s. Abschnitt 5.6.2).

Es ist also davon auszugehen, dass ein herstellerspezifischer Schäumprozess gekrümmter Sandwichelemente die Knitterspannung wesentlich beeinflusst, während die Krümmung der Deckschicht sowie der Einfluss der benachbarten Deckschicht ab einer Bauteildicke von etwa $D \geq 80$ mm aller Voraussicht nach keine Rolle spielen. Eine Auswertung über den Einfluss unterschiedlicher Schaumsysteme und Deckschichtmaterialien ursprünglich gerade hergestellter Sandwichelemente ist daher nicht aussagekräftiger als die theoretischen Vorüberlegungen. Auf einer Untersuchung unterschiedlicher Kern- und Deckschichtmaterialien wurde im Rahmen dieses Projekts daher verzichtet.

Da die Probekörper, aus den im Abschnitt 6.5.1.2 dargelegten Gründen, mit einem Kernmaterial aus XPS-Hartschaum Lamellen hergestellt wurden, ist davon auszugehen, dass sich die beobachteten Langzeiteffekte nicht auf gekrümmte Sandwichelemente übertragen lassen, die mit einem Kernmaterial aus PU-Hartschaum hergestellt wurden. Auch hinsichtlich Langzeiteffekte ist davon auszugehen, dass Spannungsspitzen aus einer fehlerhaften Verklebung der ZipShape Fugen die Ergebnisse wesentlich und schwer nachvollziehbar beeinflussen würden. Auf Zeitstandsversuche mit den Sandwichelementen mit XPS-Kernmaterial wurde daher verzichtet.

12 Liste aller Veröffentlichungen im Zusammenhang mit diesem Vorhaben

List of publications in the context of this project

Bereits veröffentlichte Dokumente:

- Grimm, S. und Lange, J. (2019): "Shell Structures Made of Curved Sandwich Panels: Assessment of the Load-Bearing Capacity", The 14th Nordic Steel Construction Conference, Kopenhagen, Dänemark, 18.-20. September 2019
- Lange, J.; von der Heyden, A. und Grimm, S. (2019): "Sandwich panels in buildings: Core, structure and design, Advances in Engineering Materials, Structures and Systems: Innovations, Mechanics and Applications", Proceedings of the Seventh International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation, Kapstadt, Südafrika, 2.-4. September 2019, S. 902-907
- Moneke, M.; Reising, J.; Grimm, S.; Groche, P.; Schäfer, S.; Lange, J. (2019): „Profiliertechnologie für frei geformte Gebäudehüllen in Stahl-Sandwichbauweise“, Tagungsband 33, ASK Umformtechnik 28.-29. März 2019, S. 157-167
- Reising, J., Kehl, M. und Schäfer, S. (2018): "A Design Tool for Shell Structures made of Curved Sandwich Panels", Proceedings of the 1st Annual Design Research Conference (ADR18), Sydney, Australien, 27.-28. September 2018, S. 735-744
- Grimm, S. & Lange, J. (2018): "Potential of Shell Structures Made of Linear Manufactured Uniaxially Curved Sandwich Panels", 12th International Conference on Sandwich Structures – ICCS-12, Lausanne, Schweiz, 19-22 August 2018, S. 140-142
- Grimm, S. (2018): „Potential von Flächentragwerken aus kontinuierlich produzierten und einachsig gekrümmten Sandwichelementen“, Darmstadt: Festschrift zum 60. Geburtstag von Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange, S. 99-104
- Groche, P.; Moneke, M.; Wang, T.; Storbeck, M. (2018): „Designfreiheit im Bauwesen durch flexible Profiliertechnik“, Darmstadt: Festschrift zum 60. Geburtstag von Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange, S. 105-112
- Reising, J.; Schäfer, S. (2018): „Architektonische Möglichkeiten gekrümmter Sandwichelemente – Fertigungstechnologie und resultierendes Formspektrum Darmstadt: Festschrift zum 60. Geburtstag von Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange, S. 113-118

Vorgesehene Veröffentlichungen:

- Veröffentlichung der Projektergebnisse in der Fachzeitschrift Bauingenieur (voraussichtlich Sommer 2020)

Liste aller Veröffentlichungen im Zusammenhang mit diesem Vorhaben
List of publications in the context of this project

13 Literaturverzeichnis Bibliography

AM (2019): Online verfügbar:

https://ds.arcelormittal.com/construction/germany/produkte/wand_fassade/sandwichpaneel_pur_pir/ondatherm1003/language/DE, letzter Zugriff am 20.12.2019 12:35

Allen, H. G. (1969): *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels*. Oxford, London, Edinburgh, New York, Toronto, Sydney, Paris, Braunschweig: Pergamon Press.

Altenbach, H. (2018): *Kontinuumsmechanik. Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen. 4. Aufl.* Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

Berner, K. (2010): „Gekrümmte Sandwichpaneel“, *Stahlbau* 79 (5), S. 328–335.

Berner, K.; Pfeiffer, L.; Schlüter, M. und Weides, C. (2006): *Mit 3D-Scanning zur Erfassung des Knitterversagens von Sandwichpaneelen*. Mainz: Institut für Sandwichtechnik - Mainz

Berner, K.; Raabe, O. (2006): *Bemessung von Sandwichbauteilen*. Düsseldorf: Hg. v. IFBS (Statik, 5.08)

Berner, S. (2012): *Strategien zur Qualitätssteigerung flexibler Rollprofile*. Dissertation, TU Darmstadt (Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen), online verfügbar unter <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/3116>

Bogojawlenskij, K. N.; Neubauer, A. und Ris, V. W. (1979): *Technologie der Fertigung von Leichtbauprofilen*. Leipzig: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie

DIN EN 14509, 2013-12: *Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten – Werkmäßig hergestellte Produkte – Spezifikationen*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth Verlag

DIN EN 1993-1-1, 2010-12: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Hochbau*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth Verlag

DIN 8586, 2003-09: *Fertigungsverfahren Biegeumformen*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth Verlag

Döhren, H. (2006): „Neue Profile für Fassaden- und Dachsysteme“, Tagungsband 9. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt, 16.-17. Februar 2006, S. 205-212

ECCS TWG 7.9 (1991): *Preliminary Recommendations for Sandwich Panels. Part I: Design*. Brüssel: ECCS - European Convention for Constructional Steelwork (CIB Report 257:2000-10-23).

Eigensatz, M.; Kilian M.; Schiffner, A.; Mitra, N. J.; Pottmann, H. und Pauly, M. (2010): „Paneling Architectural Freeform Surfaces“, *Advances in Architectural Geometry*, S. 49-72

EnEV 2014, 2013-11: *Zweite Verordnung zur Änderung der Energieeinsparverordnung*. Bundesanzeiger Verlag: Köln

- Engesser, F. (1891): „Die Knickfestigkeit gerader Stäbe“, Centralblatt der Bauverwaltung 11 (49), S. 483–486
- Frostig, Y. (1999): “Bending of Curved Sandwich Panels with a Transversely Flexible Core - Closed-Form High-Order Theory”, Journal of SANDWICH STRUCTURES AND MATERIALS (Vol. I), S. 4–41
- Frostig, Y.; Baruch, M.; Vilnay, O.; Sheinman, I. (1992): “High-Order Theory for Sandwich-Beam Behavior with Transversely Flexible Core”, Journal of Engineering Mechanics 118, S. 1026–1043
- Fulton, R. E. (1965): *NASA Technical Note D-2783. Effects of Face-Sheet Stiffness on Buckling of Curved Plates and Cylindrical Shells of Sandwich Construction in Axial Compression*. Washington: National Aeronautics and Space Administration
- Groche, P.; Zettlers, A.; Berner, S. (2011): “Development and verification of a one-step-model for the design of flexible roll formed parts”, International Journal of Material Forming, Volume 4, S.371-377
- Groche, P.; Mueller, C. (2013): *Walzprofilieren von Flacherzeugnissen aus Stahl, Merkblatt 180*. Düsseldorf: Stahl-Informations-Zentrum
- Groche, P.; Beiter, G.; Vogler, F.; Schmitt, W.; Berner, S.; Duschka, A. (2009): “Self-Adjustment in Flexible Roll-Forming Lines”, 1st International Congress on Roll Forming, Bilbao
- Halmos, G. T. (2006): *Roll Forming Handbook*. Boca Raton: Taylor & Francis
- Hassinen, P.; Misiak, T. (2012): „Einfluss von Inhomogenitäten im Kernwerkstoff von Sandwichelementen auf die Tragfähigkeit“, Stahlbau 81 (12), S. 935–943
- Heusler, W. (2015): “Last developments in Building Skins, a New Holistic Approach”, Advanced Building Skins, Proceedings of the International Conference, Graz
- Hörnle-Metzger, B.; Naujoks, B. (2015): „Sandwichelemente als aussteifendes Schubfeld und tragende Wandscheibe“, Stahlbau 84 (11), S. 849–856
- IfSW (2019a): *Versuche an Sandwichelementen mit XPS-Kern Typ Gekrümmte Sandwichelemente*. Prüfbericht (19-100), Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, TU Darmstadt
- IfSW (2019b): *Voruntersuchungen zur Herstellung von Sandwichelementen*. Prüfbericht (19-101), Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, TU Darmstadt
- IfSW (2019c): *Statische Berechnung – Tonnendach aus gekrümmten Sandwichelementen*. Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, TU Darmstadt
- Istrate, A. (2002): *Verfahrensentwicklung zum Walzprofilieren von Strukturbauteilen mit über der Längsachse veränderlichen Querschnitten*. Dissertation, TU Darmstadt (Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen)
- Italpanelli-SRL (2014): “Prescrizioni di Fissaggio Penta R6”, Ancarano: Italpanelli-SRL, online verfügbar unter <http://italpanelli.it/wp-content/uploads/2014/10/Prescrizioni-di-Fissaggio-Penta-R6.pdf>, zuletzt aktualisiert am 04/2014, zuletzt geprüft am 16.02.2019.
- Jungbluth, O. (1972): „Weitgespannte Sandwichkuppel im Werkstoffverbundsystem Stahlfeinblech – Polyurethanschaum“, IABSE Congress Report (9), S. 501–510

- Jungbluth, O.; Berner, K. (1986): *Verbund- und Sandwichtragwerke. Tragverhalten, Feuerwiderstand, Bauphysik*. Berlin: Springer
- Käpplein, Saskia (2016): *Sandwich-elemente als tragende und aussteifende Bauteile*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie
- Kilian, K.; Lange, J.; Naujoks, B. (2015): „Verbindungen von Sandwich-elementen unter kombinierter Längs- und Querkraftbeanspruchung“, *Stahlbau* 84 (11), S. 866–874
- Krueger, R. (Hg.) (2018): “Face sheet to core separation caused by internal core pressure: An important failure mode for aerospace structures made of honeycomb sandwich”, 12th International Conference on Sandwich Structures ICSS-12, 19-22 August, Switzerland, Lausanne
- Kunkel, C.; Lange, J. (2017): „Beitrag zur aussteifenden Wirkung von Sandwich-elementen“, *Stahlbau* 86 (10), S. 873–879
- Kurpiela, A. (2013): *Optimierung von Sandwichbauteilen mit PUR-Kern und Stahl-deckschichten*. Dissertation, TU Darmstadt (Institut für Stahlbau und Werkstoff-mechanik)
- Lange, K. (1990): *Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 3: Blechbearbeitung*. Berlin: Springer-Verlag
- Lange, J.; Berner, K. (2010): „Sandwich-elemente im Hochbau“, *Stahlbau-Kalender 2010*, Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, S. 643–699
- Linke, K.-P. (1978): *Zum Tragverhalten von Profilsandwichplatten mit Stahldeck-schichten und einem Polyurethan-Hartschaum-Kern bei kurz- und langzeitiger Belastung*. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt
- Marc Volume B (2012): “Element Library”, MSC. Software Corporation
- Menges A. (2006): “Techniques and Technologies in Morphogenetic Design”, *Techniques and Technologies in Morphogenetic Design*
- Moneke, M.; Reising, J.; Grimm, S.; Groche, P.; Schäfer, S.; Lange, J. (2019): „Profiliertechnologie für frei geformte Gebäudehüllen in Stahl-Sandwichbauweise“, *Tagungsband 33, ASK Umformtechnik 28.-29. März 2019*, S. 157-167
- Pottmann, H.; Asperl, A.; Hofer, M.; Kilian, A. (2013): “Architectural Geometry”, Bentley Institute Press
- Möller, R.; Pöter, H.; Schwarze, K. (2011): *Planen und Bauen mit Trapezprofilen und Sandwich-elementen. Gestaltung, Planung, Ausführung*. Berlin: Ernst & Sohn
- Naujoks, B.; Misiek, T. (2015): „Praxisgerechte Nachweise zur Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit von Sandwich-elementen mittels Fachwerkmodellen“, *Stahlbau* 84 (11), S. 890–907
- Nelke, H. (2018): *Tragfähigkeit von Sandwich-elementen unter Biegung und Querdruk*. Dissertation, TU Darmstadt (Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik)
- Plantema, F. J. (1966): *Sandwich Construction. The Bending and Buckling of Sandwich Beams, Plates, and Shells*. New York, London, Sydney: John Wiley & Sons, Inc.
- Raabe, O. (2011): „SandExcel I - Version 1“, Darmstadt: is-engineering GmbH, online verfügbar unter <https://www.is-eng.de/downloads.html>, zuletzt aktualisiert am 06.12.2018, zuletzt geprüft am 12.02.2018.

- Rädel, Felicitas (2013): *Untersuchungen zur Tragfähigkeit von Sandwichelementen mit Öffnungen*. Dissertation, TU Darmstadt (Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik)
- Schindler, C. (2008): "ZipShape. A Computer-Aided Fabrication Method for Bending Panels without Molds", 26th eCAADe Conference Proceedings, Antwerpen, S. 795–802
- Schmieder, M.; Mehrrens, P. (2013): "Cladding Freeform Surfaces with Curved Metal Panels – a Complete Digital Production Chain", *Advances in Architectural Geometry 2012*, Wien: Springer Wien New York
- Smidt, S. (1996): "Bending of Curved Sandwich Beams, a Numerical Approach", *Composite Structures* 34 (3), S. 279–290
- Stamm, K.; Witte, H. (1974): *Sandwichkonstruktionen. Berechnung, Fertigung, Ausführung*. Wien: Springer-Verlag.
- Stein, M.; Mayers, J. (1951): *Report 1008. A Small-Deflection Theory for Curved Sandwich Plates*. Washington: National Advisory Committee for Aeronautics
- Stein, M.; Mayers, J. (1952): *Technical Note 2601. Compressive Buckling of Simply Supported Curved Plates and Cylinders of Sandwich Construction*. Washington: National Advisory Committee for Aeronautics
- Vogler, F. (2013): *Beurteilung des Formänderungsvermögens von Vorformen als Halbzeuge für das Innenhochdruck-Umformen*. Dissertation, TU Darmstadt. Berichte aus Produktion und Umformtechnik, Band 87, Shaker Verlag, Aachen
- Woo, Y. Y.; Han, S. W.; Oh, I. Y.; Moon, Y. H. (2019): "Shape Defects in the Flexible Roll Forming of Automotive Parts", *International Journal of Automotive Technology* 20 (2), S. 227-236
- Zehetmaier, G. (2018): *Vorlesungsskript zu Massivbrücken und Traggerüsten*. TU Darmstadt
- Zenkert, D. (1997): *An Introduction to Sandwich Construction*. Warley, West Midlands: Engineering Materials Advisory Services Ltd.
- Zettler, A.-O. (2007): *Grundlagen und Auslegungsmethoden für flexible Profilierprozesse*. Dissertation, TU Darmstadt (Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen)
- Z-10.49-631, 08.02.2018: *Allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung - Z-10.4-631*. Berlin: DIBt - Deutsche Institut für Bautechnik
- Z-14.4-407, 01.02.2014: *Allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung - Z-14.4-407*. Berlin: DIBt - Deutsche Institut für Bautechnik