

# Strukturmechanische Auslegung von zellularen metallischen punktgeschweißten Sandwichstrukturen

## Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt dem



Zentrum für Ingenieurwissenschaften

der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg

als organisatorische Grundeinheit für Forschung und Lehre im Range einer Fakultät

(§ 75 Abs. 1 HSG LSA, § 1 Abs. 1 Grundordnung)

von Dipl.-Ing.(FH) Julia Engelmann

geb. am 10.12.1984 in Porubeschra

Gutachter:

1. Prof. Dr.-Ing. habil. Holm Altenbach
2. Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.-Ing. Michael Wahle
3. Dr.-Ing. Henning Rissing

Halle, den 18. September 2012

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin im Labor für Leichtbau und Schwingungstechnik an der FH Aachen.

Ich bedanke mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Holm Altenbach, ehemals Lehrstuhl für Technische Mechanik am Zentrum für Ingenieurwissenschaften der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg (seit 1.4.2011 Lehrstuhl für Technische Mechanik, Institut für Mechanik, Fakultät für Maschinenbau an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg), für die großzügige Unterstützung und Förderung meiner Arbeit und für die Übernahme des Referats.

Ganz außerordentlich dankbar bin ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.-Ing. Michael Wahle, Labor für Leichtbau und Schwingungstechnik an der FH Aachen. Seine fachliche Betreuung, seine Geduld und die Teilhabe an Wissen und Erfahrung sind von unschätzbarem Wert für das Gelingen dieser Arbeit gewesen. Die unkomplizierte Benutzung der Laborinfrastruktur und der großzügig eingeräumte Spielraum in der Entstehungsphase der vorliegenden Arbeit waren ebenfalls maßgeblich.

Für die Übernahme des Korreferats möchte ich mich bei Herren Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.-Ing. Michael Wahle und Dr.-Ing. Henning Rissing bedanken.

Für die hervorragende Zusammenarbeit mit den Firmen MeliCon GmbH und LBBZ GmbH danke ich Herren Dr.-Ing. Ulrich Mueller, Dr.-Ing. Ulrich Berners und Dipl.-Ing. Matthias Oexmann.

Für die tatkräftige Unterstützung im Labor danke ich Herrn Günter Toric. Bei Herrn Dipl.-Ing. Thomas Vogt möchte ich mich für die wertvolle Hilfe rund um das Thema Simulation und Betreuung von Hard- und Software bedanken.

Weiterhin danke ich den Herren Daniel Koppenburg, Rudolf Vetter, Arthur Cebulla und Alexander Grams für die tatkräftige Unterstützung bei der Entstehung der vorliegenden Arbeit.

Mein Dank gilt vor allem meiner Familie, insbesondere meinem Mann für die Unterstützung und meinem Söhnchen für die Ablenkung.

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen des Förderprogramms Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) - Fördermodul Kooperationsprojekte zwischen Unternehmen und Forschungseinrichtungen.

# Abstract

The present thesis is dealing with the structural mechanical behaviour of cellular sandwich structures made of titanium alloy. Appropriate sandwich structures are used as cover panels of engines due to good mechanical behaviour under temperature and high noise absorption rate.

The intention of the here presented research is the development of a design method for such sandwich structure under quasi-static and dynamical load.

The numerous static experiments allow the development of a data base and improve the understanding of the failure mechanism of the cellular structure. In addition they are used for validation of the developed FE-models and verification of the analytical calculation.

The spot-welded joint of this sandwich structure is tested. The tensile shear test and the climbing drum peel test are performed. The FE-simulation focuses on the implementation of a criterion of failure for the spot-welded joint as an extension of the existing FE-model. The necessary parameters for the criterion of failure are calibrated based on the experimental results.

Eigenfrequencies, eigenmodes and modal damping rates are determined in the structural dynamics experiments. In addition the eigenfrequencies are calculated based on FE-simulation and analytical models. Finally a relevant random loading is applied. The measured stress and strains are compared to those of the simulation.

The developed time efficient analytical models can be used for the preliminary design stage. Moreover a powerful FE-tool was created for a detailed design of the cellular sandwich structures.

Keywords: sandwich, cellular, structural mechanics

# Zusammenfassung

Im Rahmen der Dissertation wurde das strukturmechanische Verhalten von zellularen punktgeschweißten Sandwichstrukturen aus einer Titanlegierung untersucht. Entsprechende Sandwichstrukturen werden auf Grund des guten Temperatur- und Schallabsorbtionsverhaltens als Vekleidungen von Triebwerken verwendet.

Das Ziel der Untersuchungen bestand darin, ein Verfahren zur Auslegung derartiger Strukturen sowohl bei quasistatischer als auch dynamischer Belastung zu erarbeiten.

Die zahlreichen Experimente zum statischen Verhalten der untersuchten Sandwichstruktur bauen eine Datenbasis auf und ermöglichen ein besseres physikalisches Verständnis des Versagensmechanismus der Struktur. Desweiteren dienen sie der Validierung der zeitgleich entwickelten FE-Modelle und zur Überprüfung der analytischen Berechnungen.

Die bei der untersuchten Sandwichstruktur verwendete Punktschweißverbindung wird experimentell untersucht. Dabei kommt der Scherzugversuch und der Trommel-Schälversuch zum Einsatz. Bei der Simulation liegt der Schwerpunkt in der Integration eines Versagenskriteriums für die Schweißverbindung als Erweiterung für das bereits entwickelte FE-Modell. Die für das Versagenskriterium benötigten Parameter werden anhand der experimentellen Ergebnisse kalibriert.

Darüber hinaus werden strukturdynamische Kenngrößen wie die Eigenfrequenzen, Eigenformen und die modalen Dämpfungen der zellularen Sandwichstruktur experimentell bestimmt. Begleitend hierzu werden die Eigenfrequenzen mit Hilfe von FE-Simulationen und auf Basis analytischer Berechnungen ermittelt. Anschließend erfolgt die Ermittlung der dynamischen Beanspruchung unter einer anwendungsrelevanten Random-Anregung sowohl experimentell als auch mittels Simulation.

Die erarbeiteten analytischen Ansätze erlauben eine zeiteffiziente Vorauslegung der hier untersuchten zellularen Sandwichstruktur. Die entwickelten FE-Modelle stellen ein leistungsstarkes Werkzeug zur quasi-statischen und zur dynamischen Auslegung derartiger Strukturen dar.

Schlagwörter: Sandwichstruktur, zellular, Strukturmechanik



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Zielsetzung . . . . .	1
1.2	Vorgehensweise . . . . .	3
<b>2</b>	<b>Stand der Forschung bei Sandwichstrukturen</b>	<b>5</b>
2.1	Aufbau und Material . . . . .	5
2.2	Simulation der Sandwichstruktur . . . . .	7
2.3	Versagen einer Sandwichstruktur . . . . .	9
2.4	Größeneffekt des Kerns . . . . .	10
2.5	Weiterführende Untersuchungen . . . . .	11
<b>3</b>	<b>Statische Auslegung</b>	<b>13</b>
3.1	4-Punktbiegeversuch . . . . .	13
3.1.1	Versuchsaufbau . . . . .	13
3.1.2	Theoretische Grundlagen . . . . .	15
3.1.3	Ergebnisse der 4-Punktbiegeversuche . . . . .	16
3.1.4	Analytische Bestimmung des Flächenträgheitsmoments und der Schubfläche der ebenen zellularen Sandwich- struktur . . . . .	20
3.2	3-Punktbiegeversuch . . . . .	23
3.2.1	Versuchsaufbau . . . . .	23
3.2.2	Theoretische Grundlagen . . . . .	23
3.2.3	Ergebnisse der 3-Punktbiegeversuche . . . . .	24
3.3	Lochblech . . . . .	26
3.3.1	Kerbwirkung . . . . .	28
3.3.2	Bestimmung der effektiven Materialparameter für das Loch- blech unter Raumtemperatur . . . . .	31
3.3.3	Bestimmung der effektiven Materialparametern für das Loch- blech unter einer Temperatur von 300 °C . . . . .	35

3.4	Entwicklung der FE-Modelle zur Simulation der zellularen Sandwichstruktur . . . . .	38
3.4.1	Simulation einer ebenen Struktur unter 4-Punktbiegung . . . . .	38
3.4.2	Simulation einer ebenen Sandwichstruktur unter 3-Punkt-biegung bei einer Temperatur von 300 °C . . . . .	52
<b>4</b>	<b>Untersuchung der Schweißverbindung</b>	<b>55</b>
4.1	Fügen durch Schweißen . . . . .	55
4.1.1	Schweißprozesse . . . . .	55
4.1.2	Prüfen von Schweißverbindungen . . . . .	56
4.1.3	Schweißsimulation . . . . .	57
4.2	Experimentelle Untersuchung der Schweißverbindung . . . . .	61
4.2.1	Trommel-Schälversuch . . . . .	62
4.2.2	Scherzugversuch . . . . .	62
4.3	Simulation der Schweißverbindung . . . . .	65
4.3.1	Versagensmodell allgemein . . . . .	66
4.3.2	Simulation des Scherzugversuchs . . . . .	70
4.3.3	Simulation des Trommel-Schälversuchs . . . . .	72
4.3.4	Variation der Parameter für die Schweißverbindung . . . . .	73
4.4	Modifizierte Schweißverbindung unter 4-Punkt-biegung . . . . .	76
4.4.1	Experimentelle Untersuchung der modifizierten Schweißverbindung einer ebenen Sandwichstruktur unter 4-Punkt-biegung	76
4.4.2	FE-Simulation der ebenen Sandwichstruktur unter 4-Punktbiegung ohne Berücksichtigung des Versagensmodells für die Schweißverbindung . . . . .	78
4.4.3	FE-Simulation der ebenen Sandwichstruktur unter 4-Punktbiegung mit Berücksichtigung des Versagensmodells für die Schweißverbindung . . . . .	79
<b>5</b>	<b>Strukturdynamische Untersuchung</b>	<b>83</b>
5.1	Strukturdynamische Untersuchung einer ebenen Sandwichstruktur . . . . .	83
5.2	Strukturdynamische Auslegung der Sandwichstruktur in Form eines 45°-Ausschnittes aus einem Konus . . . . .	86
5.2.1	Experimentelle Modal-Analyse . . . . .	87
5.2.2	Modal-Analyse mittels FE-Simulation . . . . .	90
5.2.3	Analytische Berechnung der Eigenfrequenzen . . . . .	95

5.2.4	Zwischenfazit zur Modal-Analyse der Sandwichstruktur . . . . .	98
5.3	Random-Anregung . . . . .	98
<b>6</b>	<b>Fazit und Ausblick</b>	<b>105</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>107</b>
<b>A</b>	<b>Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen Sandwichstruktur</b>	<b>113</b>
<b>B</b>	<b>Einspannvorrichtung für die Teststruktur in Form des 45°-Ausschnittes aus einem Konus</b>	<b>115</b>
<b>C</b>	<b>Berechnung des Flächenträgheitsmoments für den 45°-Ausschnitt aus einem Konus</b>	<b>119</b>



# Abbildungsverzeichnis

1.1	Aufbau der untersuchten zellularen Sandwichstruktur . . . . .	2
1.2	Triebwerksverkleidung eines CF6-Antriebes nach [10] . . . . .	3
2.1	Schaumstrukturen nach [20] . . . . .	6
2.2	Honeycombkern . . . . .	7
2.3	3-D Fachwerkkern nach [21] . . . . .	7
2.4	Ausknicken eines Holms in einem offenzelligen Schaum nach [20] . . . . .	8
2.5	Beulen einer Wand einer geschlossenen Zelle nach [20] . . . . .	9
2.6	Druckbeulen der Häute zwischen den Kernstegen nach [31] . . . . .	10
3.1	Vorgehensweise bei der Auslegung der zellularen Sandwichstruktur bei quasi-statischer Belastung . . . . .	14
3.2	Versuchsaufbau der 4-Punktbiegung . . . . .	15
3.3	Schematische Darstellung der Biegelinie der Struktur bei 4-Punktbiegung mit den beiden Wegmessungen . . . . .	16
3.4	Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm . . . . .	17
3.5	Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm nach einer 4- Punktbiegung . . . . .	18
3.6	Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm . . . . .	19
3.7	Querschnitt der ebenen Sandwichstruktur . . . . .	21
3.8	Schubspannungsverteilung in einem Profil . . . . .	21
3.9	Graphische Ermittlung des effektiven Flächenträgheitsmomentes und der effektiven Schubfläche aus den Versuchsdaten . . . . .	24
3.10	Versuchsaufbau der 3-Punktbiegung bei Raumtemperatur . . . . .	25
3.11	Kraft-Weg-Kurven der 3-Punktbiegung einer ebenen Sandwichstruk- tur mit einer Höhe von 30 mm bei Raumtemperatur . . . . .	26
3.12	Versuchsaufbau 3-Punktbiegung unter Temperatur . . . . .	27

3.13	Kraft-Weg-Kurven der 3-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm bei 300 °C . . . . .	27
3.14	Plastische Verformung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm unter 3-Punktbiegung unter einer Temperatur von 300 °C, Vollblech oben . . . . .	29
3.15	Versuchsaufbau des Zugversuch an einer Lochblechprobe . . . . .	31
3.16	Kraft-Weg-Kurven des Zugversuchs der Lochblechproben unter Raumtemperatur . . . . .	32
3.17	FE-Modell zur Simulation des Zugversuchs der Lochblechprobe . . . . .	33
3.18	Normalspannung im Lochblech unter Zugbelastung (Y-Richtung) . . . . .	34
3.19	Übersicht zu den verschiedenen Versionen des Ersatzmaterials für das Lochblech bei Raumtemperatur . . . . .	34
3.20	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, Zugversuch der Lochblechproben . . . . .	35
3.21	Kraft-Weg-Kurven des Zugversuchs der Lochblechproben bei einer Temperatur von 300 °C, Experiment . . . . .	36
3.22	Vorverformung im FE-Modell eines Lochbleches unter einer Temperatur von 300 °C . . . . .	37
3.23	Kraft-Weg-Kurven des Zugversuchs der Lochblechproben bei einer Temperatur von 300 °C, Simulation . . . . .	37
3.24	Effektive Materialparameter für das Lochblech unter 300 °C . . . . .	38
3.25	Aufbau des FE-Modells zur Simulation einer 4-Punktbiegung . . . . .	39
3.26	Gesamtverformung im FE-Modell zur Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit einer Höhe von 30 mm . . . . .	40
3.27	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Vollblech oben . . . . .	41
3.28	Geometrisch nichtlineare Simulation der 4-Punktbiegung, Vergleich zwischen Vollblech oben und Lochblech oben . . . . .	42
3.29	Vorbeule im FE-Modell zur Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit Höhe 30 mm . . . . .	43
3.30	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Lochblech oben, Einfluss der Vorbeulen . . . . .	43
3.31	Schematische Darstellung der Lage der Spalte im Längstringer der Sandwichstruktur . . . . .	45
3.32	Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit Lochblech oben, Definition des Kontaktes in den Spalten	46

3.33	Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur, Längsstringer, erster Spalt schließt . . . . .	46
3.34	Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur, Längsstringer, weitere Spalte schließen . . . . .	47
3.35	Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur, Längsstringer, alle Spalte sind geschlossen . . . . .	47
3.36	FE-Simulation (geometrisch nichtlinear) der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit Lochblech oben mit Definition des Kontaktes in den Spalten . . . . .	48
3.37	Materialmodell für Titanlegierung 3.7034 bei Raumtemperatur . . . .	49
3.38	Gegenüberstellung Versuch-Simulationen, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Lochblech oben, plastisches Materialverhalten . . .	49
3.39	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Vollblech oben, Ersatzmaterial für das Lochblech . . . . .	50
3.40	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung, der Sandwichstruktur mit Lochblech oben, Ersatzmaterial für das Lochblech .	50
3.41	Materialmodell für Titanlegierung 3.7034 unter einer Temperatur von 300 °C in Anlehnung an [51] . . . . .	53
3.42	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 3-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Vollblech oben unter einer Temperatur von 300 °C . . . .	54
3.43	Plastische Verformung der ebenen Sandwichstruktur Höhe 30 mm unter 3-Punktbiegung unter einer Temperatur von 300 °C . . . . .	54
4.1	Mit Laserschneidverfahren geschnittene Schweißbuckel für die Punktschweißverbindung der untersuchten zellularen Sandwichstruktur . . .	56
4.2	Vorgehensweise zur strukturmechanischer Untersuchung einer Struktur mit Schweißverbindung . . . . .	58
4.3	Volumenwärmequellen für numerische Schweißsimulation, links: Gauß-normalverteilte Volumenwärmequellen nach [55] und rechts: Goldak-Quelle nach [58] . . . . .	59
4.4	Kopfzug-Scherprobe nach [61] . . . . .	60
4.5	Scherzugprobe nach [61] . . . . .	60
4.6	Aufbau des Trommel-Schälversuchs . . . . .	63
4.7	Kraft-Weg-Kurven des Trommel-Schälversuchs für das Vollblech . . .	63
4.8	Kraft-Weg-Kurven des Trommel-Schälversuchs für das Lochblech (ursprüngliche und modifizierte Schweißverbindung) . . . . .	64

4.9	Aufbau des Scherzugversuchs . . . . .	64
4.10	Kraft-Weg-Kurven des Scherzugversuchs für das Lochblech mit der modifizierten Schweißverbindung . . . . .	65
4.11	Funktionsweise Cohesive Zone Material Model [67] . . . . .	66
4.12	FE-Testmodell zur Verifikation des CZM-Befehls . . . . .	68
4.13	Schubspannung im Kontakt aufgetragen über die Verschiebung mit Statuswechsel . . . . .	69
4.14	FE-Modell zur Simulation des Scherzugversuchs . . . . .	70
4.15	Versagen der Schweißverbindung der Sandwichstruktur unter Scherung	71
4.16	Abhängigkeit der maximalen Zugkraft von dem gewählten Dämpfungs- faktor am Beispiel des FE-Modells zur Simulation des Scher- zugversuchs . . . . .	72
4.17	FE-Modell zur Simulation des Trommel-Schälversuchs . . . . .	73
4.18	Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Vollblech oben . . . . .	76
4.19	Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Lochblech oben . . . . .	77
4.20	Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm nach einer 4- Punktbiegung, Experiment, modifizierte Schweißverbindung . . . . .	77
4.21	Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm nach einer 4- Punktbiegung, Simulation . . . . .	79
4.22	Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Lochblech oben, Simu- lation mit und ohne Versagenskriterium für die Schweißverbindung . . . . .	80
4.23	Gesamtverformung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm nach einer 4-Punktbiegung, Lochblech oben, Simulation mit Versagenskriterium für die Schweißverbindung . . . . .	80
4.24	Kontaktdefinition zwischen der Deckschicht und dem Kern . . . . .	81
4.25	Ausschnitt aus der Struktur, lokales Versagen im Kontakt, beim Ver- sagen ist kein Kontakt zwischen Deckblech und Stegen, gelb dargestellt	81
5.1	Ebene Struktur einseitig eingespannt, Sicht von oben . . . . .	84
5.2	Abklingversuch an einer ebenen Sandwichstruktur, frei schwingende Länge von 460 mm . . . . .	84
5.3	FE-Modell mit der 1. Biegeeigenform der ebenen Sandwichstruktur . . . . .	86

5.4	Konstruktion der Einspannvorrichtung für den 45°-Ausschnitt aus einem Konus . . . . .	87
5.5	Versuchsaufbau zur experimentellen Modal-Analyse am 45°-Ausschnitt aus einem Konus, Sicht1 . . . . .	88
5.6	Versuchsaufbau zur experimentellen Modal-Analyse am 45°-Ausschnitt aus einem Konus, Sicht 2 . . . . .	88
5.7	Experimentell ermittelte Eigenformen des 45°-Ausschnittes aus einem Konus . . . . .	89
5.8	Versuchsaufbau zur Ermittlung der Biegesteifigkeit der Einspannvorrichtung mit einem eingebauten Wegsensor und einem Haken zur Aufnahme der Last . . . . .	91
5.9	FE-Modell zur Ermittlung der Steifigkeit eines Klemmbackens der Einspannvorrichtung . . . . .	92
5.10	FE-Modell zur Modal-Analyse . . . . .	93
5.11	Eigenformen der Teststruktur in Form des 45°-Ausschnittes aus einem Konus mittels FE-Simulation . . . . .	94
5.12	Skizze des Querschnitts der Teststruktur (grün dargestellt) sowie die getroffene Vereinfachung (blau dargestellt) zur Berechnung der 1. Torsionseigenfrequenz . . . . .	97
5.13	PSD-Spektrum nach Norm RTCA DO 160 F . . . . .	99
5.14	Prüfstruktur mit zwei Einzel-DMS und einer DMS-Rosette . . . . .	100
5.15	DACTRON LASER USB Datenerfassungssystem . . . . .	100
5.16	Vergleichsspannungen nach von Mises in der Teststruktur unter der Random-Anregung in der Nähe der DMS-Rosette . . . . .	103
B.1	Block mit einer Nut . . . . .	116
B.2	Aufbau der Einspannvorrichtung . . . . .	116
B.3	Rückseite der Einspannvorrichtung . . . . .	117
B.4	Konstruktion der Einspannvorrichtung mit dem Probekörper . . . . .	117
C.1	Festlegung der Schnitte im 45°-Ausschnitt aus einem Konus zur Auswertung des Flächenträgheitsmomentes . . . . .	120



# Tabellenverzeichnis

3.1	Effektives Flächenträgheitsmoment und effektive Schubfläche, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm, Mittelwert aus 6 Proben	18
3.2	Effektives Flächenträgheitsmoment und effektive Schubfläche, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Mittelwert aus 6 Proben	19
3.3	Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche zwischen dem Experiment und der analytischen Berechnung, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm . . . . .	22
3.4	Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche zwischen dem Experiment und der analytischen Berechnung, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm . . . . .	23
3.5	Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche aus der 3-Punkt- und der 4-Punktbiegung, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm . . . . .	28
3.6	Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche einer ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm bei Raumtemperatur und bei einer Temperatur von 300 °C . .	28
4.1	Zusammenstellung der maximalen Kraft beim Versagen der Schweißverbindung bei den Simulationen und den Experimenten . . . . .	75
4.2	Ausgewählter Parameterset zur Simulation des Versagens der Schweißverbindung . . . . .	75
4.3	Zusammenstellung des effektiven Flächenträgheitsmoments und der Schubfläche für die ebene Struktur mit einer Höhe von 15 mm . . . .	78
5.1	1. Biegeeigenfrequenz [Hz] der ebenen Sandwichstruktur . . . . .	85
5.2	Ergebnisse der experimentellen Modal-Analyse des 45 °-Ausschnittes aus einem Konus . . . . .	90
5.3	Analytisch ermittelte Grundbiegeeigenfrequenz für den 45 °-Ausschnitt aus einem Konus bei einer festen Einspannung . . . . .	96

5.4	Eigenfrequenzen für den 45°-Ausschnitt aus einem Konus, analytische Berechnung, FE-Simulation und Experiment im Vergleich . . . . .	98
5.5	Gegenüberstellung der Dehnungen im Experiment und in der Simulation bei Random-Anregung an der zellularen Sandwichstruktur . . .	102
5.6	Ermittelte Spannung an der Rosette bei Random-Anregung an der zellularen Sandwichstruktur, Experiment . . . . .	103
A.1	Analytische Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz einer ebenen zellularen Sandwichstruktur (Höhe 30 mm) . . . . .	114
C.1	Schwerpunkt und Flächenträgheitsmoment des 45°-Ausschnittes aus einem Konus . . . . .	121

# Kapitel 1

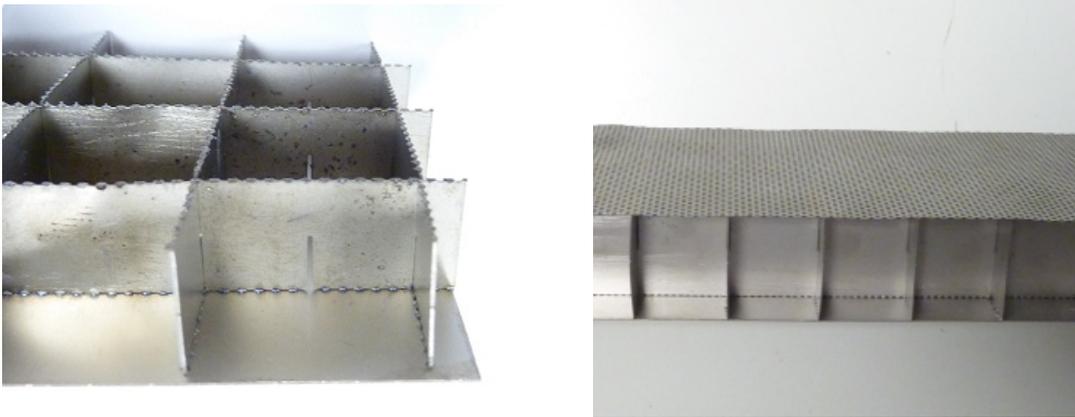
## Einleitung

### 1.1 Zielsetzung

Die Sandwichbauweise ist in der Natur weit verbreitet [1]. Als technische Ausführung setzte sie sich erst im 20. Jahrhundert in der Luftfahrt durch [2]. Reduzierung des Gewichtes, flexible Formgebungsmöglichkeiten und einfachere Adaption an die geometrischen und konstruktiven Anforderungen des Bauteils sind die entscheidenden Vorteile der Sandwichbauweise. Bedingt durch stetig steigende Ölpreise [3] und die Forderung zur Reduktion der CO<sub>2</sub>-Emissionen steigt die Bedeutung des Leichtbaus auch im Automobilbau, was hier zur stärkeren Nutzung von Sandwichstrukturen führen kann [4]. Auch in anderen Bereichen hält die Sandwichbauweise immer stärker Einzug, dazu gehören Schiffbau, Sportindustrie und der Brückenbau [5].

Um die Anforderungen der Kunden aus den unterschiedlichsten Branchen gerecht zu werden, reagierten die Firmen, wie beispielweise HEXCEL, einer der wichtigsten Sandwichhersteller mit einem Marktanteil von ca. 50 % aller hergestellten Sandwichprodukte, auf die stetig wachsende Nachfrage mit einer vielfältigen Produktpalette [6]. Hier liegt die Herausforderung in der Auswahl des optimalen Sandwichaufbaus für die jeweilige technische Anforderung. Vor diesem Hintergrund ist eine systematische strukturmechanische Auslegung der Sandwichstruktur von besonderem Interesse.

Mit dem Ziel, den Lärm und das Gewicht von Flugzeugtriebwerken zu verringern, sollen Sandwichstrukturen als Triebwerksverkleidung eingesetzt werden. Eine patentgeschützte neuartige Sandwichstruktur mit einer integrierten Schalldämpfungsfunktion wird von der deutschen Firma MeliCon GmbH entwickelt und hergestellt. Diese Sandwichstruktur hat folgenden Aufbau: Die mit Einschnitten mittels Laserschneidverfahren versehenen Quer- und Längsstringer bilden ein rechteckiges Gitter,



(a) Lochblech und Streckmetall entfernt

(b) Lochblech als Deckschicht

**Abbildung 1.1:** Aufbau der untersuchten zellularen Sandwichstruktur

siehe Abb. 1.1 (a). Dieser Aufbau ist mit zwei Deckblechen durch die Punktschweißung fixiert. Ein Deckblech ist als Vollmaterial ausgeführt, für das zweite Deckblech wird ein Lochblech mit dem innen liegenden Streckmetall verwendet, siehe Abb.1.1 (b). Das Lochblech und das Streckmaterial dienen der Schallabsorption. Bei dem vorliegenden Material für die untersuchte Sandwichstruktur handelt es sich um eine Titanlegierung, Aerospace-Datasheet-No. 3.7034 [7].

Die Schalldämpfung wird zum Einen durch den Aufbau von Lochblech und schalldichter Hinterwand nach dem Prinzip eines Helmholtzresonators gewährleistet [8], wobei der Abstand zwischen den beiden Deckblechen das Absorptionfrequenzband festlegt. Der Zusammenhang für diesen  $\lambda/4$ -Absorber kann wie folgt beschrieben werden:

$$c = \lambda f, \quad (1.1)$$

wobei  $c$  die maßgebende Schallgeschwindigkeit,  $\lambda$  die Wellenlänge mit  $\lambda = 4H$  ( $H$  ist der Abstand zwischen den beiden Deckschichten) und  $f$  die Absorptionsfrequenz ist. Zum Zweiten wirkt das Streckmetall, ein metallisches Gewebe, ähnlich wie andere poröse Absorber (Schaumstoff, Fasermaterial), als passiver Schallabsorber in dieser Struktur [9].

Einsatz soll diese neuartige Sandwichstruktur als Triebwerksgondel (siehe Abb. 1.2) finden. Die vielen Anforderungen an die modernen Triebwerksgondeln im Allgemeinen und an das verwendete Material im Einzelnen sind in [10] beschrieben. Aber auch andere Einsatzbereiche unter hoher Temperatur, bei denen die Herausforderungen in der Reduktion des Gewichts und des Schalls liegen, sind denkbar.



**Abbildung 1.2:** Triebwerksverkleidung eines CF6-Antriebes nach [10]

Weltweit bietet ein weiterer Hersteller HEXCEL eine vergleichbare Technologie an [11]. Das Produkt heißt HexWeb Acousti-Cap. Es handelt sich hierbei um eine geklebte Honeycomb Struktur. In dem Kern ist eine durchlässige, nicht metallische Schicht eingebaut, die der Schallabsorption dient.

In dieser Arbeit wird eine Vorgehensweise zur Auslegung der zellularen metallischen Sandwichstruktur im Hinblick auf die Bestimmung der strukturmechanischen Eigenschaften geleistet. In diesem Zusammenhang wird auch die Auswirkung erhöhter Temperatur und der Einfluss der Schweißverbindung untersucht. Die Feststellung der Schwachstellen bzw. der Ursache des Versagens der Struktur und die Untersuchung des Schwingverhaltens sind weitere wesentliche Punkte dieser Arbeit.

## 1.2 Vorgehensweise

Nach einem Überblick zum Stand der Forschung zur strukturmechanischen Auslegung der Sandwichstruktur (Kapitel 2) wird im Kapitel 3 die statische Auslegung der untersuchten Struktur dargestellt. Untersucht werden flache und in einer Dimension gebogene Sandwichstrukturen. Es werden Biegeproben mit und ohne Temperatureinfluss untersucht. Die Auswertungen beziehen sich auf die Beurteilung der Steifigkeit und der Festigkeit der Proben. Parallel hierzu werden FE-Modelle zur Abbildung der strukturmechanischen Eigenschaften der metallischen Sandwichstruktur aufgebaut. Zur Verifizierung der realitätsnahen Abbildung des statischen Verhaltens der Struktur werden die experimentell gewonnen Erkenntnisse hinzugezogen. Die Ergebnisse der Versuche können wiederum wertvolle Information zur Erstellung bzw. der Verbesserung der FE-Modelle bereitstellen. Die Simulation der Sandwichstruktur wird

am Ende des 3. Kapitels behandelt.

Die Untersuchungen zur Schweißverbindung werden im Kapitel 4 beschrieben. Es werden dazu sowohl die experimentellen Untersuchungen als auch Simulationen durchgeführt. Der Schwerpunkt hier liegt in der Integration eines Versagenskriteriums für die Schweißverbindung als Erweiterung des bereits vorhandenen FE-Modells. Mit der Abbildung der Schweißverbindung kann dann die Festigkeit der Sandwichstruktur beeinflusst werden. Die benötigten Parameter werden an Hand der Ergebnisse der Experimente kalibriert.

Im Kapitel 5 geht es um die dynamische Auslegung der Struktur. Untersucht werden flache Proben und ein  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus im Hinblick auf die wesentlichen strukturdynamische Kenngrößen (Eigenfrequenzen, Eigenformen und modale Dämpfungen). In einem weiteren Versuch werden die Dehnungen unter einer realen Random Belastung (PSD-Anregung) vermessen und mit den FE-Ergebnissen verglichen.

Die experimentelle Untersuchungen erfolgten im Labor für Leichtbau und Schwingungstechnik der FH Aachen. Für die Untersuchungen an den Prüfstrukturen mussten die bestehenden Prüfeinrichtungen des Labors an die hier vorliegenden Prüfbedingungen und Prüfstrukturen angepasst oder neu entwickelt werden.

# Kapitel 2

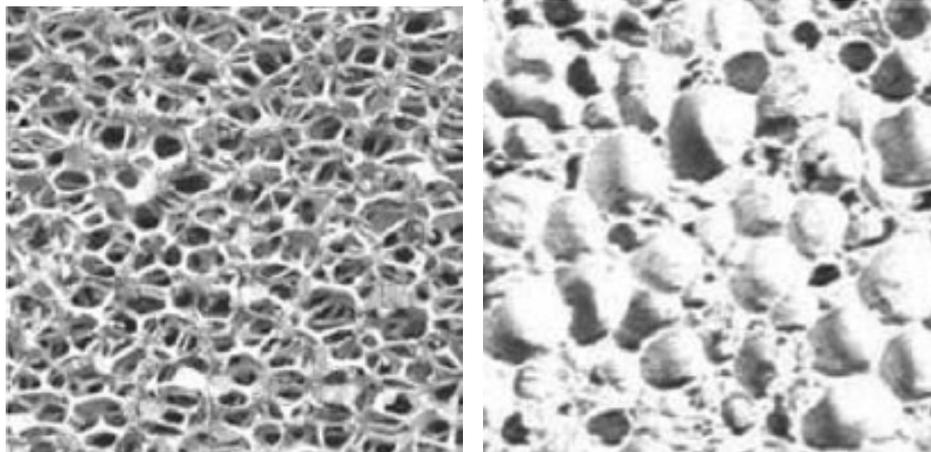
## Stand der Forschung bei Sandwichstrukturen

In diesem Kapitel wird der Stand der Forschung im Bereich der Sandwichstrukturen skizziert. Als Erstes werden die zurzeit in der Praxis üblichen Sandwichstrukturen erläutert. Danach werden Arbeiten zur strukturmechanischen Auslegung der Sandwichstrukturen vorgestellt. Es wird an dieser Stelle darauf verzichtet, auf den Stand der Entwicklung der FEM-Programme und deren Einsatzmöglichkeit im Allgemeinen einzugehen.

Die Auswahl an Büchern zu Sandwichstrukturen ist groß, einige Standardwerke seien hier genannt: [2], [12], [13], [14], [15], [16], [17] und [18]. Neue Veröffentlichungen findet man in den Zeitschriften, unter anderem bei *Acta Materialia*, *International Journal of Mechanical Science and Composite Structures*, *Journal of Sandwich Structures and Materials*, *Computational Mechanics*, *International Journal of Solids and Structures*, *Composite Structures* and *International Journal of Mechanical Sciences*.

### 2.1 Aufbau und Material

Als Konstruktionsweise bezeichnet die Sandwichbauweise eine Form des Leichtbaus, bei der die Bauteile aus Decklagen bestehen, die durch einen meist leichten Kern (auch aus einem anderen Werkstoff als die Deckbleche) auf Abstand gehalten werden. Die Vorzüge von Sandwichstrukturen sind hohe Leichtbaukenngößen. Akustische Isolationseigenschaften können ebenfalls in die Struktur integriert werden. Neben vielen Vorteilen beinhaltet diese Bauweise auch einige Nachteile, wie zum Beispiel die erhöhte Gefahr des Knickens und des Beulens von Teilstrukturen.



(a) offene Zellen

(b) geschlossene Zellen

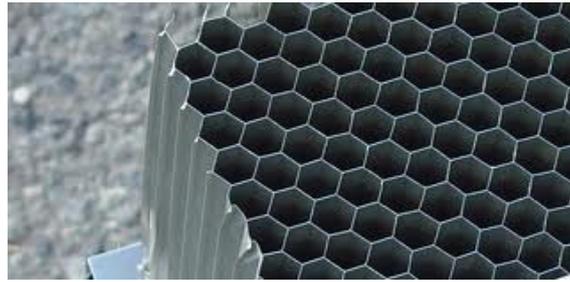
**Abbildung 2.1:** Schaumstrukturen nach [20]

Die Zusammenstellung der Materialien bestimmt die Eigenschaften der Struktur. Die verwendeten Materialien sind vielfältig, angefangen bei Metall, Kunststoff, Papier, Holz bis hin zu den modernen Verbundwerkstoffen. Zum Verbinden der Deckbleche mit den Kernen kann die Klebeverbindung, die Lötverbindung oder die Schweißverbindung verwendet werden.

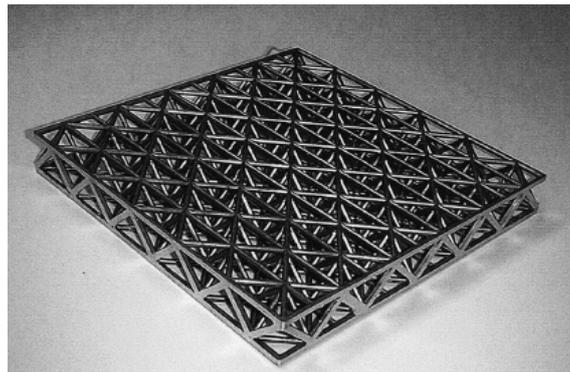
Bei den metallischen Kernen sind die Aluminiumkerne die am weitesten verbreiteten [19]. Es sind auch Ausführungen in Nickel, Zink und Stahl erhältlich. Der metallische Kern kann als ein Schaum aufgebaut sein. Dabei unterscheidet man Kerne mit offenen oder geschlossenen Zellen, siehe Abb. 2.1.

Wird für die Sandwichstruktur ein Kern verwendet, bei dem große Hohlräume vorhanden sind, spricht man vom zellularen Kern. Die am weitesten verbreitete Geometrie für den Aufbau mit zellularem Kern ist die Wabenstruktur, auch als Honeycomb bezeichnet, siehe Abb. 2.2. Vereinzelt findet man weitere Ausführungen des Kerns als 3-D Fachwerke, siehe Abb. 2.3. Die Ermittlung von strukturmechanischen Eigenschaften solcher 3-D Fachwerke wird z.B. in [21] diskutiert.

Um die breite Palette an Sandwichstrukturen zu klassifizieren, hat sich die Einteilung in drei Größenordnungen eingebürgert: Mikro-, meso- und makromechanische Größenordnung. Zum Einen kann man diese Aufteilung beim Beschreiben des Ver-sagens der Sandwichstruktur wiederfinden [20], zum Anderen bei der Simulation der Sandwichstruktur [13].



**Abbildung 2.2:** Honeycombkern



**Abbildung 2.3:** 3-D Fachwerkkern nach [21]

## 2.2 Simulation der Sandwichstruktur

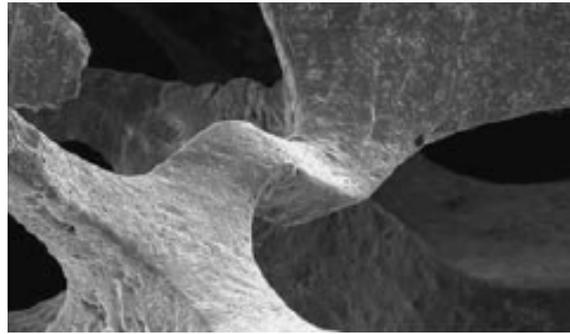
Die Finite Elemente Methode ermöglicht eine strukturmechanische Analyse von Strukturen, bei denen die analytische Behandlung zu komplex oder unwirtschaftlich ist. Dabei stellt sich die Frage nach dem benötigten Grad der Modellierung für die vorliegende Anwendung. So können laut [13] mindestens drei Größenordnungen zur Modellierung einer Sandwichstruktur unterschieden werden:

- Mikro-mechanische Größenordnung

Eine einzelne Zelle wird abgebildet. Je nach Komplexität der Geometrie dieser Zelle steigt der Modellierungsaufwand für das FE-Modell. Nicht nur der Modellierungsaufwand und der Rechenaufwand stellt ein Problem dar, auch die Übertragbarkeit der Ergebnisse und der Erkenntnisse ausgehend von einer Zelle auf die Gesamtstruktur muss für den jeweiligen Anwendungsfall überprüft werden.

- Meso-mechanische Größenordnung

Hierbei wird ein repräsentativer Ausschnitt aus der Struktur untersucht. Der Modellierungsaufwand ist abhängig von der Größe des Ausschnittes und des

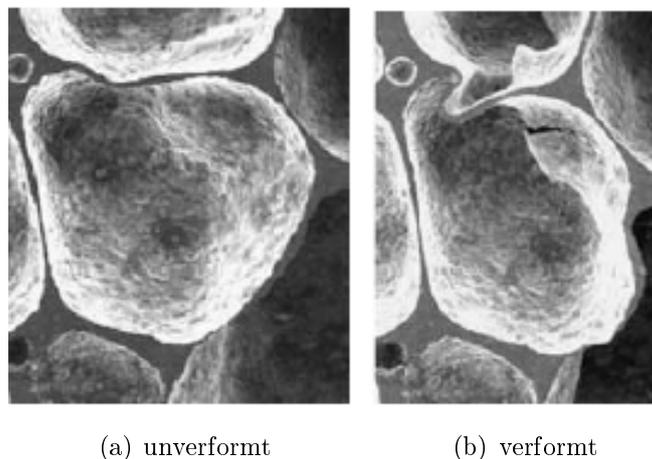


**Abbildung 2.4:** Ausknicken eines Holms in einem offenzelligen Schaum nach [20]

Aufbaus der Struktur. Das FE-Modell bildet die Geometrie einer endlichen Probe möglichst genau ab. Begleitend dazu werden die strukturmechanischen Eigenschaften dieser Proben durch Experimente überprüft. Die Schwierigkeit dieser Vorgehensweise liegt in der korrekten Abbildung der Krafteinleitungsstellen und der Auflager im FE-Modell. Die Abhängigkeit der Anzahl der Zellen auf das Verhalten der Gesamtstruktur ist ein weiterer Effekt, wobei in diesem Fall die Einschränkung stärker in den Proben (Kosten und Möglichkeiten für die Herstellung der Proben) und der Durchführbarkeit der Versuche als bei der Simulation zu sehen ist.

- Makro-mechanische Größenordnung

Hierbei wird die gesamte Struktur abgebildet. Die Eigenschaften der Materialien und die komplexe Geometrie des Kerns wird mit verschmierten Parametern erfasst, z. B. effektive Materialgrößen für den Kern. Diese Vorgehensweise bringt einen überschaubaren Modellierungs- und Rechenaufwand mit sich, setzt jedoch in den meisten Fällen gewisse Erfahrungen mit dem vorliegenden Sandwichaufbau voraus. Diese Erfahrung ist meistens nur durch Experimente zu gewinnen. In wie weit die Vereinfachung die vorliegende Struktur im Hinblick auf die strukturmechanische Eigenschaften ausreichend genau beschreibt und wie weit diese Erkenntnisse für vergleichbare Strukturen übertragbar sind, dazu kann keine pauschale Aussage gemacht werden. Dies muss von Fall zu Fall verifiziert werden.



**Abbildung 2.5:** Beulen einer Wand einer geschlossenen Zelle nach [20]

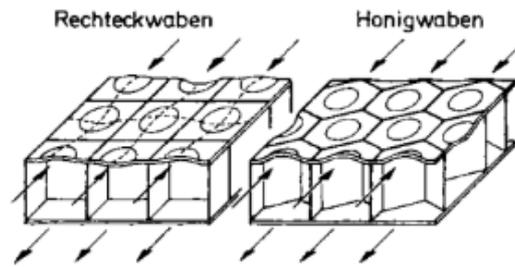
## 2.3 Versagen einer Sandwichstruktur

Die Belastbarkeit der Sandwichstrukturen ist unter anderem limitiert durch das Instabilitätsverhalten der beteiligten Substrukturen. Das Instabilitätsverhalten kann sich je nach dem Aufbau und den verwendeten Materialien in unterschiedlicher Größenordnung ausprägen. So entsteht auf der mikro-mechanischen Ebene das Beulen oder Ausknicken einzelner Holme beim metallischen Schaum [22] (siehe Abb. 2.4) oder das Beulen einer Wand bei geschlossener Zelle (siehe Abb. 2.5). Auch das Beulen einzelner Wände beim strukturierten Kern, wie dem Honeycomb, gehört in diese Kategorie [23].

Das Knittern der Haut zählt zum Versagen auf meso-mechanischer Ebene. Ein analytischer Ansatz dazu wurde schon 1945 von Hoff und Mautner [24] vorgestellt

$$\sigma_{cr} = C \sqrt[3]{E_f E_c G_c}, \quad (2.1)$$

wobei  $C$  eine Konstante zwischen 0,5 und 0,9 ist,  $E_f$  ist das Elastizitätsmodul der Deckschichten,  $E_c$  das Elastizitätsmodul des Kerns und  $G_c$  das Schubmodul des Kerns. Die Gleichung 2.1 findet laut [25] eine breite Anwendung in der Industrie, zeigt jedoch große Abweichungen zwischen den experimentell ermittelten und den berechneten Beulspannungen. Untersucht wurden in [25] Nomex-Kerne mit unterschiedlichen Deckmaterialien. Es wurde desweiteren untersucht, ob Imperfektionen und Unebenheiten in der Struktur einen Einfluss auf die kritische Spannung haben. Die Auswirkung der Imperfektionen auf das strukturmechanische Verhalten des Sandwiches wurde als geringfügig eingestuft. Die Diskrepanz zwischen den experimentellen Werten und den analytischen Berechnungen konnte nicht erklärt werden.



**Abbildung 2.6:** Druckbeulen der Häute zwischen den Kernstegen nach [31]

Weitere Arbeiten, die sich mit dem Einfluss von Vorverformungen oder Imperfektionen auf das Knittern der Haut beschäftigen, sind u.a. [26], [27], [28] und [29]. Laut [20] setzt das Knittern der Haut einen homogenen (wenn auch anisotropen) Kern voraus. Diese Annahme ist auch bei Honeycomb-Kernen zulässig, solange die Beullange des Kerns wesentlich größer ist als die Beullange des Einzelelements des Kerns.

Bei dünnen Deckschichten und großen Zellenabmessungen des Kerns kann die Haut oder eine einzelne Wand im Kern beulen (siehe Abb. 2.6). So wird nach [30] und [31] davon ausgegangen, dass die Hautstreifen und die Kernstreifen unabhängig voneinander bei ihrer eigenen kritischen Spannung beulen. Bei der Abschätzung der kritischen Beulspannung eines Hautstreifens (Girlandenkurven nach [32]) kann man von einer allseitig gestützten Lagerung ausgehen.

Daneben gibt es weitere Versagensformen der Sandwichstrukturen auf makromechanischer Ebene, wie z. B. das Festigkeitsversagen einer Deckschicht, Deckhautablosung und globales Beulen.

## 2.4 Größeneffekt des Kerns

Viele Ausarbeitungen beschäftigen sich mit dem Einfluss der Größe des Kerns auf das strukturmechanische Verhalten des Sandwiches. Interessant ist in diesem Zusammenhang der Beitrag nach [33]. Untersucht wird am Beispiel von Aluminium Honeycomb-Sandwichbauteilen, ob das Verhältnis von Zellendurchmesser zur Länge der Testprobe einen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften hat. Es stellt sich heraus, dass sich bei ausreichend hohem Verhältnis Durchmesser der einzelnen Zelle zu Gesamtlänge der Testprobe die auszuwertenden Größen asymptotisch stabilisieren. Das Verhältnis des noch zulässigen Verhältnisses variiert je nach der untersuchten strukturmechanischen Größe.

Untersuchungen in [34] erforschen den Zusammenhang zwischen der Größe des Kerns und der Ursache des Versagens. Untersucht wird ein Aluminiumschaum. Es zeigt sich eine Tendenz, dass die dünnen Proben Brüche in der Haut zeigen, wohingegen die dickeren Proben im Kern auf Grund örtlicher Eindrückung versagen.

## 2.5 Weiterführende Untersuchungen

Bei Anwendungen bei Temperaturen ab ca. 30 % der Schmelztemperatur der beteiligten Materialien sollte eine Untersuchung des Kriechverhalten durchgeführt werden. In [35] wird ein offenzelliger Aluminiumschaum unter erhöhter Temperatur untersucht. Hierzu wurde ein analytischer Ansatz entwickelt. Interessant ist die Feststellung, dass das Kriechverhalten dieses Metallschaums dem eines Festkörpers aus dem gleichen Material sehr ähnlich ist. Die Kriechgeschwindigkeit (Dehnrage) ist abhängig von der Dichte des Kernmaterials. Die Autoren führen aber aus, dass es sich bei dieser Untersuchung um einen hoch homogenen Kern gehandelt hat, und dass das beschriebene Verhalten möglicherweise nicht für diskrete Strukturen gilt. Ähnliche Untersuchungen sind in [36] zu finden. Die Arbeiten [37] und [38] behandeln die Risszähigkeit bei Sandwichstrukturen. Dabei wird unter anderem auch ein quadratischer zellularer Kern untersucht. Die Festigkeit einer Sandwichstruktur mit einem metallischen Kern unter Schwingbelastung wird in [39] und [40] untersucht.



# Kapitel 3

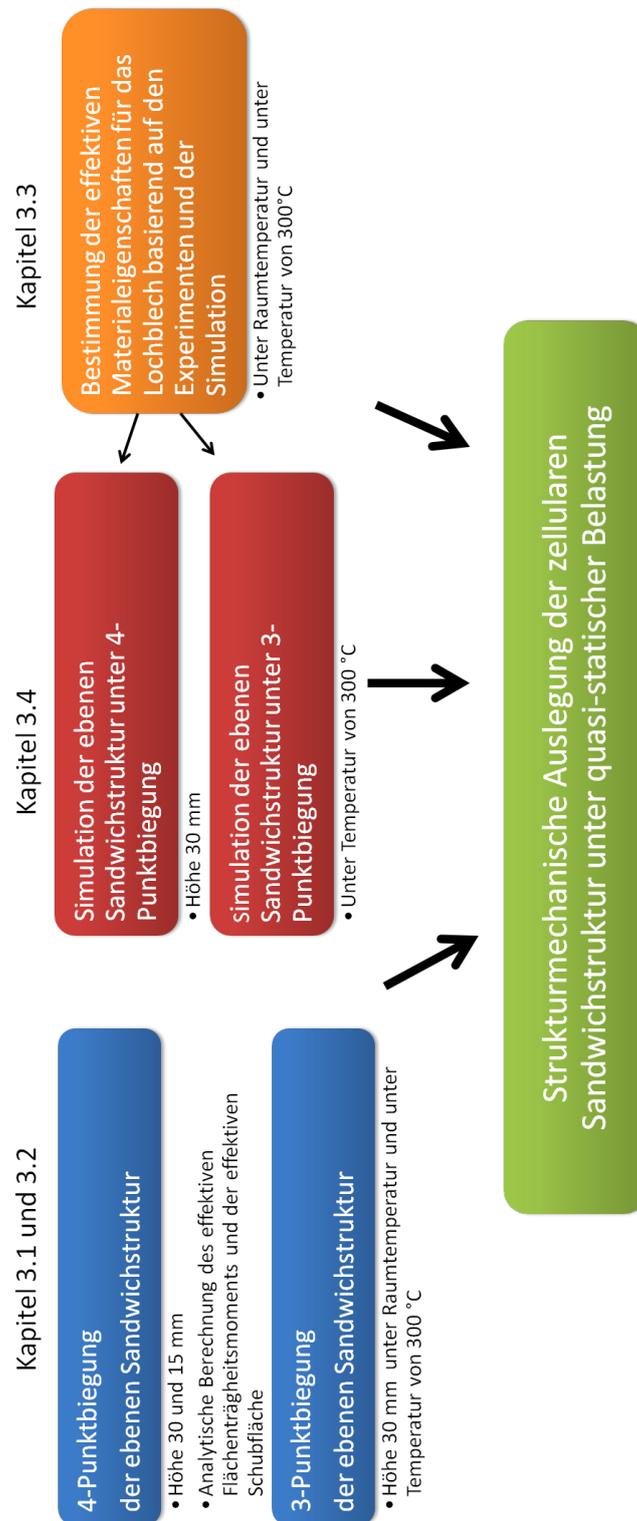
## Statische Auslegung

In diesem Kapitel wird die strukturmechanische Untersuchung der zellularen Sandwichstruktur bei quasi-statischer Belastung vorgestellt. Die Abb. 3.1 verdeutlicht die Vorgehensweise und verschafft einen Überblick zu den Inhalten der einzelnen Unterkapitel. Die zahlreichen experimentellen Untersuchungen der Sandwichstruktur unter 3- und 4-Punktbiegung dienen der Schaffung einer Datenbasis und dem physikalischen Verständnis beim Versagen der Struktur (Kapitel 3.1 und 3.2). Desweiteren dienen sie der Validierung der entwickelten FE-Modelle und der Überprüfung der analytischen Berechnungen. Neben den statischen Experimenten unter Raumtemperatur wurde der Einfluss einer Temperatur von 300 °C auf die strukturmechanischen Eigenschaften der zellularen Sandwichstruktur ermittelt. Voruntersuchungen zur Bestimmung der effektiven Materialparameter zur Beschreibung des Lochbleches werden in Kapitel 3.3 behandelt. Die Erkenntnisse fließen in die Entwicklung der FE-Modelle zur Simulation der zellularen Sandwichstruktur im Kapitel 3.4 ein.

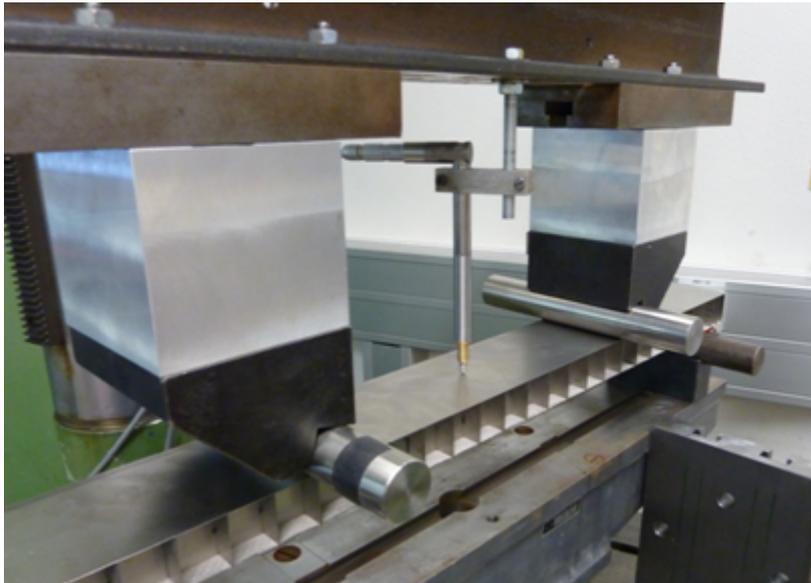
### 3.1 4-Punktbiegeversuch

#### 3.1.1 Versuchsaufbau

Der 4-Punktbiegeversuch wurde in Anlehnung an die Normen DIN 53 293 [41] und DIN EN ISO 14125 [42] mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,4255 mm/sec durchgeführt (siehe Abb. 3.2). Getestet wurde an einer Hydropulsmaschine, Fa. Schenck, mit zwei Wegaufnehmern und zwei in Reihe geschalteten Kraftmessdosen. Der maschineninterne Wegaufnehmer misst die maximale Gesamtauslenkung der Struktur in der Balkenmitte, der externe Aufnehmer die Durchbiegung zwischen den beiden inneren Kraftstempeln. Die getesteten Proben wurden bis zum Versagen gefahren.



**Abbildung 3.1:** Vorgehensweise bei der Auslegung der zellularen Sandwichstruktur bei quasi-statischer Belastung



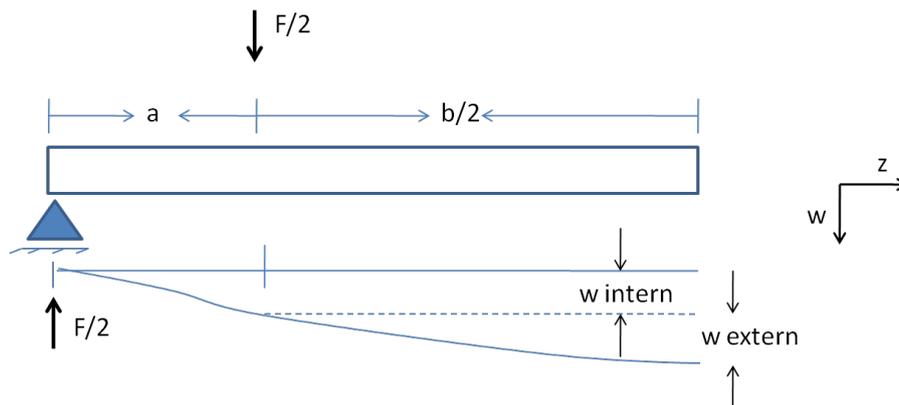
**Abbildung 3.2:** Versuchsaufbau der 4-Punktbiegung

Die resultierenden Kraft-Weg-Kurven wurden hinsichtlich des effektiven Flächenträgheitsmomentes, der effektiven Schubfläche und der maximalen Kraft mit der entsprechenden Auslenkung ausgewertet. Zur Auswertung des effektiven Flächenträgheitsmomentes und der effektiven Schubfläche wurde ausschließlich der lineare Bereich der Kraft-Weg-Kurven verwendet.

### 3.1.2 Theoretische Grundlagen

Um den Versuch auswerten zu können, wird die Biegelinie der Struktur analytisch bestimmt. Die Abb. 3.3 zeigt den schematischen Aufbau des 4-Punktbiegeversuchs. Da es sich sowohl um eine symmetrische Struktur als auch um eine symmetrische Krafteinleitung handelt (Doppelsymmetrie), wird bei der Darstellung und der Herleitung der Formeln immer nur eine Hälfte der Struktur berücksichtigt. Der Abstand zwischen Lager und Kraftstempel beträgt nach Norm DIN 53 293 [41]  $a = 5H$  und der Abstand zwischen den Kraftstempeln  $b = 10H$  ( $H$  ist die Bauteilhöhe)

Die Herleitung der Formeln zur Beschreibung der Biegelinie basiert auf dem Energieprinzip, auch bekannt als der 2. Satz von Castigliano. Zur Vereinfachung der Berechnung wurde zusätzlich das Verfahren von Maxwell-Mohr (Integrationstafel) angewendet [32]. Die so berechnete Biegelinie der Struktur wurde noch zusätzlich mit Hilfe der Integrationsmethode (mit Bestimmung der Integrationskonstanten durch die Randbedingungen) überprüft [43]. Die maximale Verformung bestimmt bei



**Abbildung 3.3:** Schematische Darstellung der Biegelinie der Struktur bei 4-Punktbiegung mit den beiden Wegmessungen

$z = a + b/2$  beträgt:

$$w_{\text{gesamt}} = \frac{F}{EI_{\text{eff}}} \left( \frac{1}{6}a^3 + \frac{1}{4}a^2b + \frac{1}{16}ab^2 \right) + \frac{Fa}{2GA_{\text{eff}}}. \quad (3.1)$$

Dabei setzt sich die maximale Verformung  $w_{\text{gesamt}}$  aus  $w_{\text{extern}}$ , aufgenommen durch den externen Wegsensor, und  $w_{\text{intern}}$ , aufgenommen durch den internen Wegsensor, zusammen. Mit Hilfe der Messwerte des externen Wegsensors kann das effektive Flächenträgheitsmoment ermittelt werden nach:

$$w_{\text{extern}} = \frac{1}{16} \frac{F}{EI_{\text{eff}}} ab^2. \quad (3.2)$$

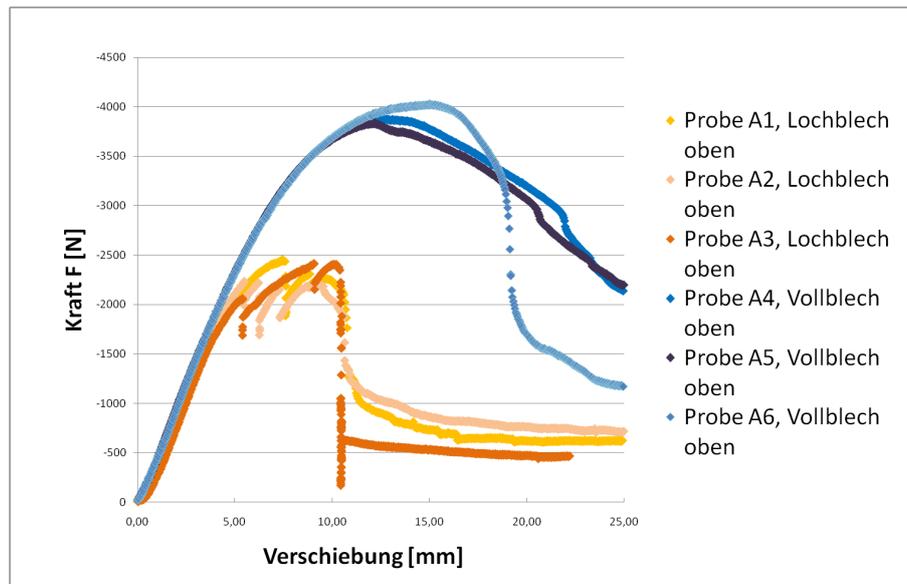
Der effektive Schubquerschnitt wird danach aus den Messwerten des internen Wegaufnehmers berechnet nach:

$$w_{\text{intern}} = \frac{F}{EI_{\text{eff}}} \left( \frac{1}{6}a^3 + \frac{1}{4}a^2b \right) + \frac{Fa}{2GA_{\text{eff}}}. \quad (3.3)$$

### 3.1.3 Ergebnisse der 4-Punktbiegeversuche

#### Ebene Sandwichstruktur mit Höhe 30 mm

Die Biegeproben weisen folgende Abmessungen auf: Breite = 80 mm, Länge = 720 mm, Höhe  $H = 30$  mm, Blechdicke = 0,4 mm und Dicke des Streckmetalls = 0,4 mm. Die Proben 1 bis 3 wurden mit der Lochblechseite nach oben getestet. Bei den Proben 4 bis 6 lag das Vollblech oben. Die ermittelten Kraft-Weg-Kurven sind in der Abb. 3.4 dargestellt.



**Abbildung 3.4:** Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm

Die Kraft-Weg-Kurven zeigen bis zu einer Verschiebung von 2 mm einen gekrümmten Verlauf. Nach der Norm ASTM Norm D 7250/D 7250M [44] äußert sich das Ausrichten und das Setzen des Prüfkörpers im Experiment in dieser Form. Dieser Bereich beschreibt somit nicht die strukturellen Eigenschaften der Struktur und darf somit nicht bei der Auswertung verwendet werden. Dieses Verhalten findet sich bei allen folgenden Experimenten mit unterschiedlich starker Ausprägung wieder.

Die Tabelle 3.1 zeigt die Auswertung der 4-Punktbiegung hinsichtlich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche (Mittelwerte aus den 6 Messungen). Die maximale Kraft bei den Proben mit Vollblech oben liegt bei ca. 4000 N und mit Lochblech oben bei ca. 2200 N. Unter Druckbelastung zeigt das Vollblech eine deutliche Ausprägung zu Schachbrettbeulen und bei steigender Belastung zur Plastifizierung des Materials, siehe Abb. 3.5 (a). Steht das Lochblech unter Druckbelastung, dann versagt die Schweißverbindung zwischen dem Lochblech und den Stegen, siehe Abb. 3.5 (b).

### Ebene Sandwichstruktur mit Höhe 15 mm

In diesem Fall weisen die Biegeproben folgende Abmessungen auf: Breite = 80 mm, Länge = 360 mm, Höhe  $H = 15$  mm, Blechdicke = 0,4 mm und Dicke des Streckmetalls = 0,4 mm. Die Ergebnisse der 4-Punktbiegung der Struktur für die Höhe 15

**Tabelle 3.1:** Effektives Flächenträgheitsmoment und effektive Schubfläche, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm, Mittelwert aus 6 Proben

4-Punktbiegung	$I_{eff}$	$A_{eff}$
Analytisch	12295 mm <sup>4</sup>	9,7 mm <sup>2</sup>

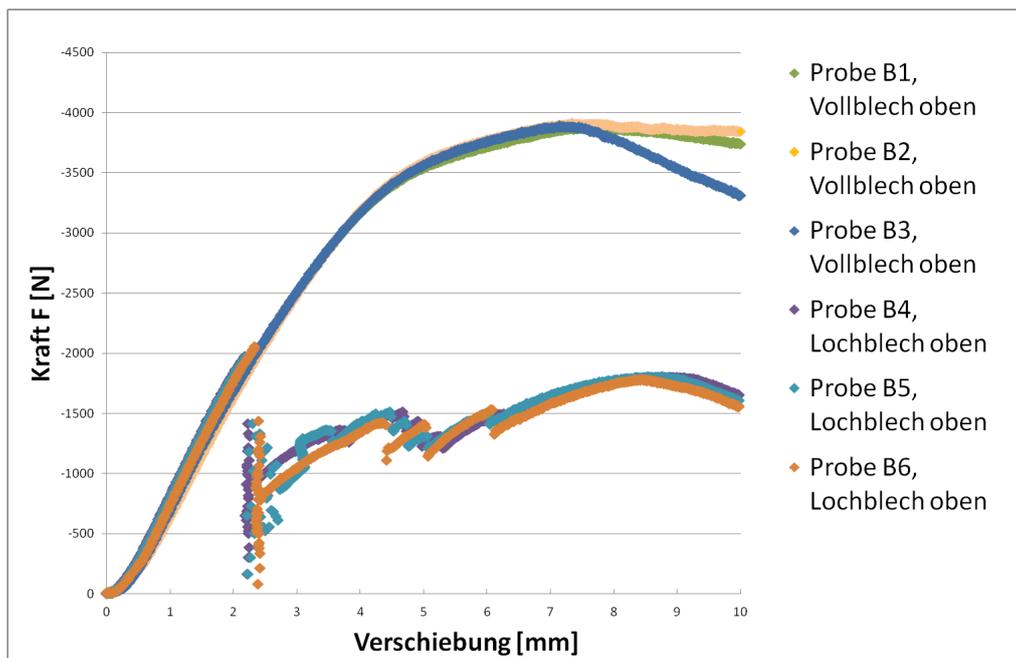


(a) Vollblech oben



(b) Lochblech oben

**Abbildung 3.5:** Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm nach einer 4-Punktbiegung



**Abbildung 3.6:** Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm

**Tabelle 3.2:** Effektives Flächenträgheitsmoment und effektive Schubfläche, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Mittelwert aus 6 Proben

4-Punktbiegung	$I_{eff}$	$A_{eff}$
Analytisch	2777 mm <sup>4</sup>	5,8 mm <sup>2</sup>

mm ist der Abb. 3.6 zu entnehmen.

Die Tabelle 3.2 zeigt die Auswertung der 4-Punktbiegung hinsichtlich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche (Mittelwerte aus den 6 Messungen). Die maximale Kraft bei den Proben mit Vollblech oben liegt bei ca. 4000 N und mit Lochblech oben bei ca. 2000 N.

Bei der Messreihe dieser Proben wurde nochmals bestätigt, dass die Schweißverbindung zwischen dem Lochblech und dem Sandwichkern eine Schwachstelle der Sandwichstruktur darstellt. Aus den Untersuchungsergebnissen kann man die Schlussfolgerung ziehen, dass die Belastungsgrenzen der Schweißverbindung deutlich zu erhöhen sind.

### 3.1.4 Analytische Bestimmung des Flächenträgheitsmoments und der Schubfläche der ebenen zellularen Sandwichstruktur

In diesem Unterkapitel werden analytische Betrachtungen zur Auslegung der untersuchten zellularen Sandwichstruktur vorgestellt. Es wird das Flächenträgheitsmoment und die Schubfläche am Beispiel der ebenen Struktur mit der Höhe 30 mm berechnet (siehe Abb. 3.7).

Es handelt sich hierbei um Näherungslösungen mit folgenden Annahmen: Als Erstes wird die Annahme getroffen, dass die gesamte Höhe der Längsbleche zu der Steifigkeit der Struktur beiträgt, was bedeutet, dass die Schlitzte in den Längsblechen vernachlässigt werden. Diese Annahme stellt die obere Grenze für die Steifigkeit der Struktur dar.

Im nächsten Schritt wird davon ausgegangen, dass nur die halbe Höhe der Längstringer, das heißt der Bereich der ohne Schlitzte ist, zur Steifigkeit der Struktur beiträgt. Somit stellt dies die untere Grenze bei der Auslegung der Struktur dar. Diese Grenzwerte werden im Anschluss gemittelt. Zusätzlich werden folgende Vereinfachungen getroffen:

- Das Lochblech geht mit einer effektiven Dicke von 0,282 mm, basierend auf der Forderung nach Einhaltung des Gewichts, in die Auslegung mit ein.
- Das Streckmetall wird weder zur Bestimmung des Schwerpunktes noch zur Bestimmung des Flächenträgheitsmoments bzw. der Schubfläche berücksichtigt (siehe Abb. 3.7 geschrichelte Linie).
- Der Schub in der Gurten wird vernachlässigt (Schubfeldtheorie nach [32] siehe Abb. 3.8).

Der Schwerpunkt des Querschnittes der Struktur ergibt sich nach:

$$z_s = \frac{\sum A_i z_i}{\sum A_i}, \quad (3.4)$$

wobei  $A_i$  der Flächeninhalt des Komponentes  $i$  und  $z_i$  der Schwerpunkt des jeweiligen Komponentes sind. Der berechnete Schwerpunkt liegt bei 13,34 mm ausgehend vom Vollblech Rand.

Die elementare Berechnung des Flächenträgheitsmoments nach:

$$I_{1/2} = \sum \frac{1}{12} t_i^3 B + \sum A_i z_i^2, \quad (3.5)$$

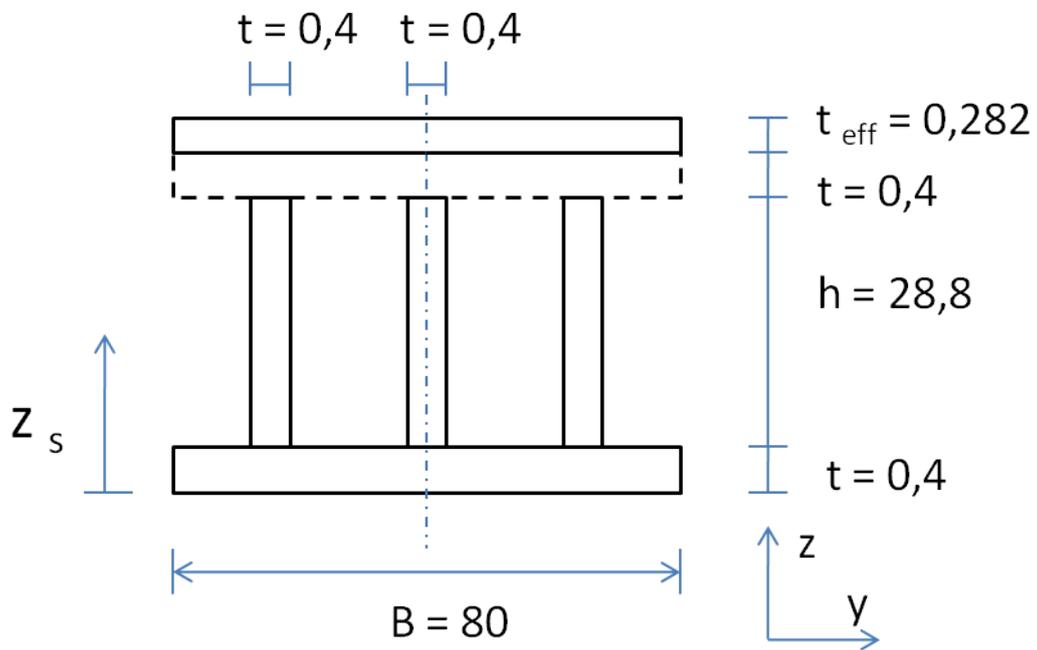


Abbildung 3.7: Querschnitt der ebenen Sandwichstruktur, alle Maße in [mm]

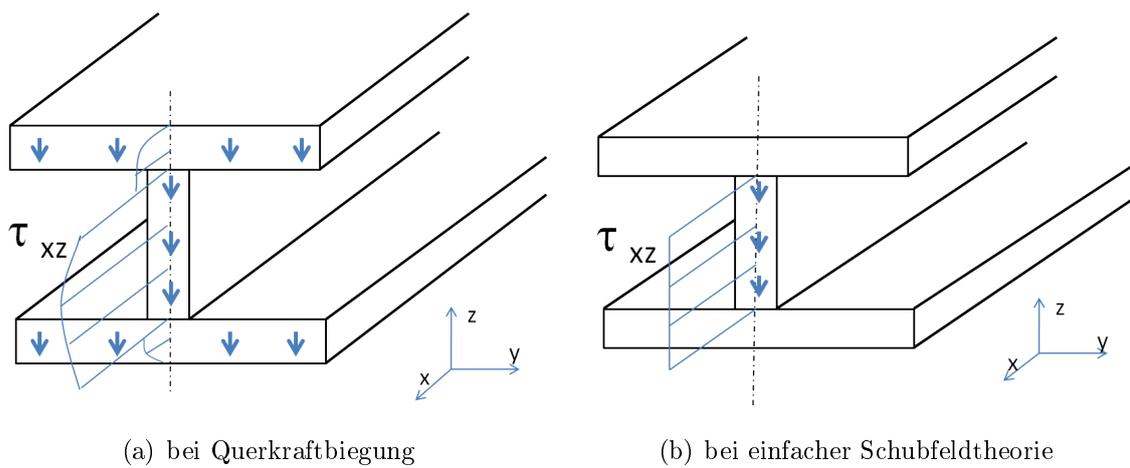


Abbildung 3.8: Schubspannungsverteilung in einem Profil

**Tabelle 3.3:** Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche zwischen dem Experiment und der analytischen Berechnung, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm

	$I_{eff}$	$A_{eff}$
Analytisch	12950 mm <sup>4</sup>	24,56 mm <sup>2</sup>
4-Punktbiegung	12295 mm <sup>4</sup>	9,7 mm <sup>2</sup>
Abweichung	5 %	sehr groß

ergibt mit der Berücksichtigung der gesamten Höhe der Längsstringer  $I_1 = 14057 \text{ mm}^4$  und mit der Annahme, dass nur die halbe Höhe der Stringer zur Steifigkeit beiträgt  $I_2 = 11930 \text{ mm}^4$ . In erster Näherung wird ein effektives Flächenträgheitsmoment berechnet nach [45]:

$$I = \sqrt{I_1 I_2} \quad (3.6)$$

zu  $I = 12950 \text{ mm}^4$ .

Die Schubfläche berechnet sich nach:

$$A_1 = 3Bh. \quad (3.7)$$

Die Schubfläche mit der gesamten Höhe der Längsstringer konnte berechnet werden zu  $A_1 = 34,56 \text{ mm}^2$  und mit halber Höhe der Längsstringer zu  $A_2 = 17,28 \text{ mm}^2$ .

Somit konnte in erster Näherung die effektive Schubfläche berechnet werden nach [45]:

$$A = \sqrt{A_1 A_2} \quad (3.8)$$

zu  $A = 24,56 \text{ mm}^2$ .

Analoge Berechnung wurde für die Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm durchgeführt. Stellt man die Handrechnung den experimentell ermittelten Werten gegenüber (siehe Tabelle 3.3 und 3.4), so ergibt sich nur eine geringe Abweichung bei dem effektiven Flächenträgheitsmoment.

Große Abweichungen treten hingegen bei der effektiven Schubfläche auf. Unter der Querkraft beult das Längsblech insbesondere durch die Schubwirkungen, die effektive Schubfläche  $A_{eff}$  wird reduziert. Dieser Effekt wird zusätzlich durch die Imperfektionen (Vorbeulen aus dem Schweißprozess) verstärkt.

**Tabelle 3.4:** Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche zwischen dem Experiment und der analytischen Berechnung, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm

	$I_{eff}$	$A_{eff}$
Analytisch	2956 mm <sup>4</sup>	11,7 mm <sup>2</sup>
4-Punktbiegung	2777 mm <sup>4</sup>	5,8 mm <sup>2</sup>
Abweichung	6 %	sehr groß

## 3.2 3-Punktbiegeversuch

### 3.2.1 Versuchsaufbau

Der 3-Punktbiegeversuch wurde in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 14125 [42] durchgeführt. Die getesteten Proben weisen folgende Abmessungen auf: Breite = 80 mm, Länge = 720 mm, Höhe  $H = 30$  mm, Blechdicke = 0,4 mm und Streckmetall = 0,4 mm. Der Versuch wurde durchgeführt an einer Hydropulsmaschine, Fa. Schenck. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 0,312 mm/s. Bei der Durchführung der Versuche wurden drei verschiedene Lagerabstände verwendet:  $L_1 = 8H$ ,  $L_2 = 12H$  und  $L_3 = 16H$  ( $H$  ist Probenhöhe). Ausgewertet wurden die Kraft-Weg-Kurven hinsichtlich des effektiven Flächenträgheitsmomentes, der effektiven Schubfläche und der maximalen Kraft mit der entsprechenden Auslenkung. Zur Auswertung des effektiven Flächenträgheitsmoments wurde ausschließlich der lineare Bereich der Kraft-Weg-Kurve verwendet.

### 3.2.2 Theoretische Grundlagen

Zur Auswertung der aufgezeichneten Kraft-Weg-Kurven wird die Biegelinie unter 3-Punktbiegung bestimmt. Die Durchbiegung  $w$  in der Mitte des Balkens ergibt sich aus dem Anteil der Durchbiegung infolge der Biegung sowie des Schubes:

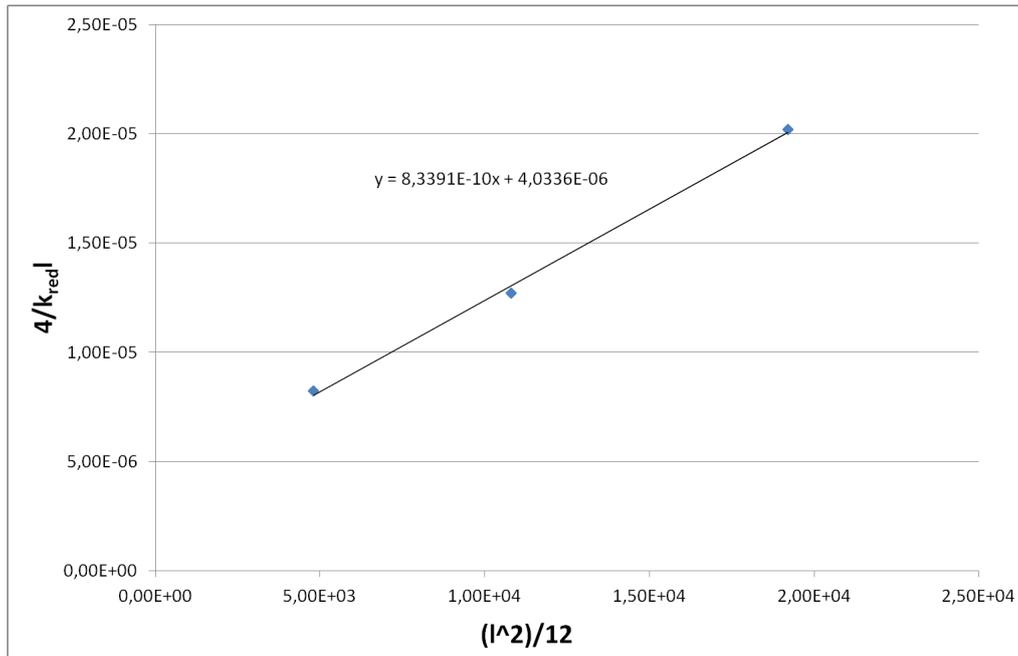
$$w = \frac{Fl^3}{48EI_{eff}} + \frac{Fl}{4GA_{eff}}. \quad (3.9)$$

Durch Umformen der oberen Gleichung ergibt sich:

$$\frac{4}{k_{red}l} = \frac{l^2}{12EI_{eff}} + \frac{1}{GA_{eff}}, \quad (3.10)$$

mit

$$k_{red} = \frac{F}{w}. \quad (3.11)$$



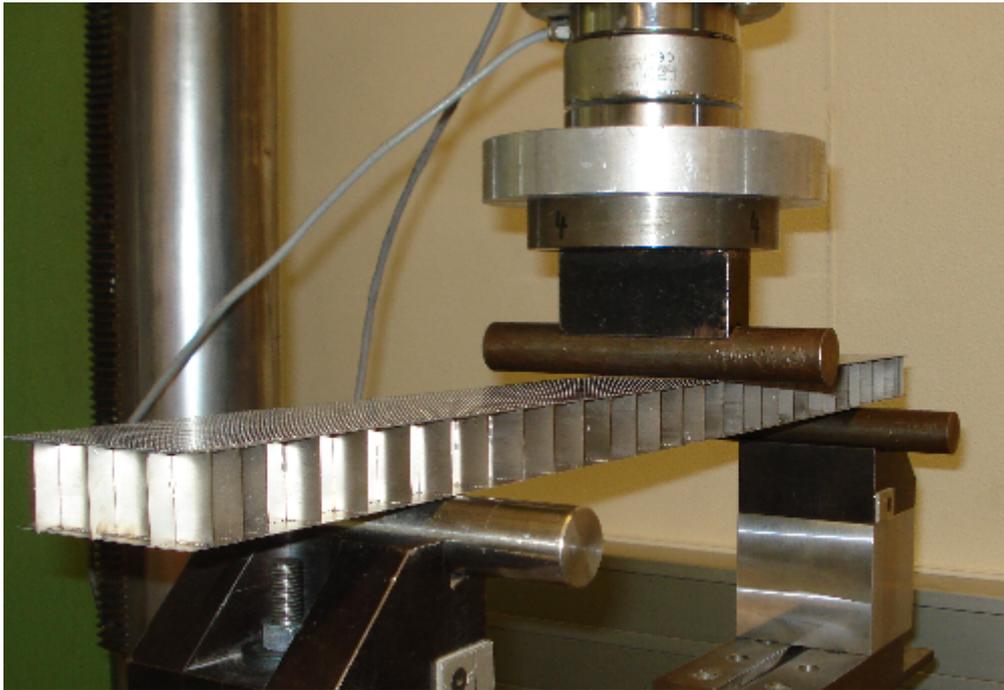
**Abbildung 3.9:** Graphische Ermittlung des effektiven Flächenträgheitsmomentes und der effektiven Schubfläche aus den Versuchsdaten

Nimmt man nun die aufgenommenen Messwerte für unterschiedliche Lagerabstände auf und stellt diese graphisch dar, erhält man das effektive Flächenträgheitsmoment aus der Steigung und die effektive Schubfläche aus dem Schnittpunkt mit der  $y$ -Achse (siehe Abb. 3.9). Diese Vorgehensweise hat sich im Labor für Leichtbau und Schwingungstechnik und für Faserverbund der FH Aachen zur Bestimmung von strukturmechanischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen seit Jahren bewährt. Es fand im Zusammenhang mit der hier vorliegenden Dissertation Anwendung für zelluläre Strukturen. In [46] wird diese Vorgehensweise zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls und Schubmoduls für den Kern vorgestellt, wobei nur zwei Lagerabstände zur Ermittlung der Steifigkeit verwendet werden. Aus Erfahrung weiß man, dass die Methode mit nur zwei Auflagerabständen beim Auftreten eines Ausreißers schnell zu ungenauen Ergebnissen führt. Mit der Verwendung von 3 Auflagerlängen wird diese Gefahr verringert.

### 3.2.3 Ergebnisse der 3-Punktbiegeversuche

#### Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe 30 mm bei Raumtemperatur

Die Abb. 3.10 zeigt den Aufbau des 3-Punktbiegeversuchs bei Raumtemperatur. Der 3-Punktbiegeversuch unter Raumtemperatur wurde im linearelastischen Bereich



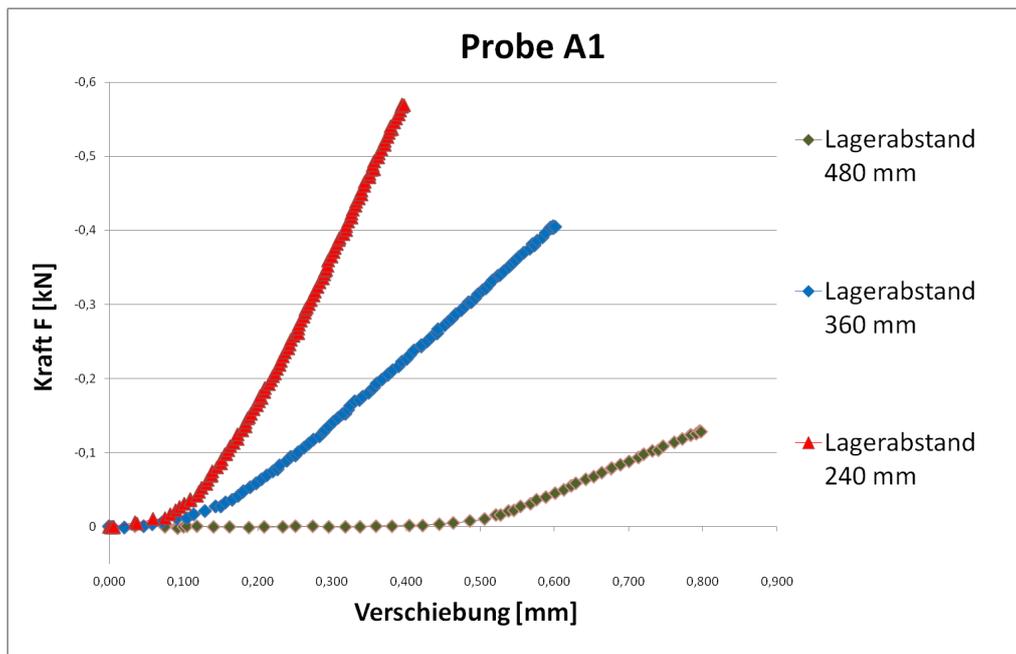
**Abbildung 3.10:** Versuchsaufbau der 3-Punktbiegung bei Raumtemperatur

durchgeführt. Der Versuch dient der Überprüfung der Steifigkeitswerte der Sandwichstruktur ermittelt aus der 4-Punktbiegung. Die Abb. 3.11 stellt exemplarisch die Kraft-Weg-Kurve für die Probe A1 für 3 Auflagerabstände dar.

Die Tabelle 3.5 zeigt die Auswertung der 3-Punktbiegung und der 4-Punktbiegung im Vergleich hinsichtlich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche (Mittelwerte aus den 6 Messungen). Das effektive Flächenträgheitsmoment ermittelt aus der 4-Punktbiegung und der 3-Punktbiegung zeigt eine Abweichung von ca. 13 %. Bei der 4-Punktbiegung wurde zur Bestimmung des effektiven Flächenträgheitsmoments der querkraftfreie Bereich herangezogen, dies erklärt auch die gute Übereinstimmung mit der analytischen Rechnung. Bei der 3-Punktbiegung sieht man hingegen eine Abnahme der Steifigkeit der Struktur verursacht durch die Schubbeulen der Längsbleche auf Grund der Querkraft. Die ermittelte effektive Schubfläche aus der 3-Punktbiegung liegt deutlich niedriger als die aus der 4-Punktbiegung.

### **Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe 30 mm unter Temperatur**

Zur Untersuchung des Einflusses der Temperatur auf das strukturelle Verhalten der Sandwichstruktur wurden die 3-Punktbiegeversuche unter einem Temperatureinfluss von 300 °C in einem Ofen durchgeführt (siehe Abb. 3.12). Wie schon



**Abbildung 3.11:** Kraft-Weg-Kurven der 3-Punktbiegung einer ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm bei Raumtemperatur

beim 3-Punktbiegeversuch unter Raumtemperatur wurden auch hier 3 unterschiedliche Lagerabstände untersucht ( $8H$ ,  $12H$  und  $16H$ ). Nach dem die Messreihe zur Steifigkeitsermittlung abgeschlossen war, wurden bei dem kleinen Auflagerabstand von  $8H$  die Probe bis zum Versagen gefahren. Die Abb. 3.13 zeigt die Kraft-Weg-Verläufe aus diesem Versuch.

Unter der Verwendung des Elastizitätsmoduls von  $86877 \text{ N/mm}^2$  und des Schubmoduls von  $33414 \text{ N/mm}^2$  (allgemeine Angaben für Titanlegierungen) werden das effektive Flächenträgheitsmoment und die effektive Schubfläche berechnet (siehe Tabelle 3.6).

Der Verlauf der Kurven zeigt bei einer Kraft von ca. 1500 N einen Einbruch der Steifigkeit, die Struktur versagt (siehe Abb.3.13). Der erneute Anstieg der Kraft zeigt eine Steifigkeitszunahme möglicherweise verursacht durch den Kontakt der Struktur an der Knickstelle (siehe Abb.5.6).

### 3.3 Lochblech

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein FE-Modell zur Simulation der untersuchten zellularen Sandwichstruktur aufgebaut. Schon früh kam die Frage nach einer Möglichkeit



Abbildung 3.12: Versuchsaufbau 3-Punktbiegung unter Temperatur

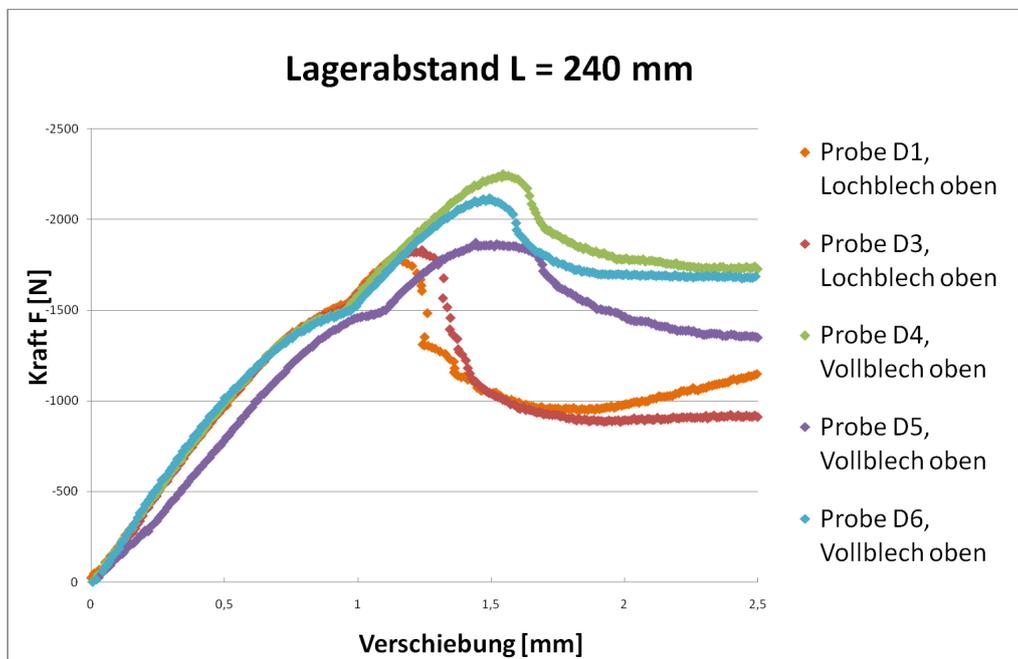


Abbildung 3.13: Kraft-Weg-Kurven der 3-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm bei 300 °C

**Tabelle 3.5:** Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche aus der 3-Punkt- und der 4-Punktbiegung, ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm

	$I_{eff}$	$A_{eff}$
4-Punktbiegung	12295 mm <sup>4</sup>	9,7 mm <sup>2</sup>
3-Punktbiegung	10736 mm <sup>4</sup>	5,7 mm <sup>2</sup>
Abweichung	13 %	41 %

**Tabelle 3.6:** Vergleich des effektiven Flächenträgheitsmoments und der effektiven Schubfläche einer ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm bei Raumtemperatur und bei einer Temperatur von 300 °C

	$I_{eff}$	$A_{eff}$
Raumtemperatur	10736 mm <sup>4</sup>	5,7 mm <sup>2</sup>
Temperatur von 300 °C	14618 mm <sup>4</sup>	7,0 mm <sup>2</sup>
Abweichung	27 %	19 %

zur Abbildung des Lochbleches im FE-Modell auf. Die Idee ist, das Lochblech als ein Vollblech mit einer verschmierten Dicke, die sich aus der Forderung nach Erhaltung des Gewichts ergibt, im FE-Modell zu erfassen. Der Auswirkung der Kerbwirkung auf die strukturmechanische Eigenschaften des Lochbleches wird durch die modifizierte Materialeigenschaften berücksichtigt.

In den nachfolgenden Unterkapiteln erfolgt als Erstes eine kurze Einführung zu dem Begriff Kerbwirkung. Im Anschluss werden die Vorgehensweise und die Ergebnisse zur Bestimmung der effektiven Materialeigenschaften für das Lochblech unter Raumtemperatur und einer Temperatur von 300 °C vorgestellt.

### 3.3.1 Kerbwirkung

Es werden drei Arten von Kerben unterschieden: Die Formkerben, die Werkstoffkerben und die Belastungskerben. Die Formkerben sind unter anderem Schlitz, Bohrungen, Risse und Rillen in einer Struktur. "Werkstoffkerben sind abgegrenzte Bereiche erniedrigter oder erhöhter Steifigkeit, Elastizität oder Fließgrenze im ansonsten homogenen Werkstoff"[47]. Die Belastungskerben sind Bereiche örtlich konzentrierter Krafteinleitung. Betrachtet man die hier untersuchte Sandwichstruk-



**Abbildung 3.14:** Plastische Verformung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm unter 3-Punktbiegung unter einer Temperatur von 300 °C, Vollblech oben

tur, kann man Formkerben und Werkstoffkerben wiederfinden. Die Formkerben sind zum Einen die vielen Löcher im Lochblech, zum Zweiten die Schlitzte in den Stegen, aus denen der Kern aufgebaut ist. Die Werkstoffkerben finden sich in der Wärmeinflusszone der Schweißverbindung. Im Wesentlichen haben sich zwei Begriffe zur Beschreibung der Kerbwirkung durchgesetzt, die Kerbformzahl und die Kerbwirkungszahl.

### Kerbformzahl

Ein wichtiges Maß der Kerbwirkung ist die Kerbformzahl von Neuber [48]. Unter Kerbformzahl wird das Verhältnis von Kerbspannungshöchstwert  $\sigma_{kmax}$  zur Nennspannung  $\sigma_n$  bei linear-elastischem Werkstoff verstanden:

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{kmax}}{\sigma_n}. \quad (3.12)$$

Bei einem mehrachsigen Belastungsfall wird eine Kerbvergleichsspannung gebildet, die nach den unterschiedlichen Festigkeitshypothesen aus den einzelnen Komponenten des mehrachsigen Spannungszustands gebildet werden kann:

$$\alpha_{kv} = \frac{\sigma_{kvmax}}{\sigma_{nv}}. \quad (3.13)$$

Allgemein kann festgestellt werden, dass die Kerbformzahl bei elastischem Werkstoffverhalten vom Verhältnis der Abmessungen der Kerbe zur Struktur und von der Belastungsart abhängig ist. Man kann festhalten, dass die Axialbelastung als die kritischste in Bezug auf die Erhöhung der Spannungen in der Kerbe bewertet werden kann, gefolgt von der Biegebelastung und der Torsion. Wird die Fließgrenze

in der Kerbe überschritten, kommt bei der Ermittlung der Kerbformzahl der Verlauf der Spannung-Dehnungskurve des Materials als zusätzlicher Parameter ins Spiel.

Für elastisch-plastische Kerbbeanspruchung werden überwiegend einachsige konzipierte Berechnungsmethoden verwendet. Weit verbreitet ist die Makrostützwirkungsformel nach Neuber [48]. Bei mehrachsiger elastisch-plastischer Kerbbeanspruchung werden auch hier die Vergleichsspannungen bzw. Vergleichsdehnungen für die analytische Näherung verwendet.

Die beschriebenen Näherungslösungen beschränken sich auf den monotonen und proportionalen Beanspruchungsanstieg. Die Verallgemeinerung auf nichtproportionale und zyklische Beanspruchung hat sich als sehr schwierig erwiesen. Die Kenntnis der Kerbbeanspruchung ist die Voraussetzung zur Vorhersage der Schwingfestigkeit.

### Kerbwirkungszahl

Die Kerbwirkungszahl beschreibt nicht mehr die Erhöhung der Beanspruchung in der Kerbe, sondern die Auswirkung dieser Beanspruchungserhöhung auf die Dauerfestigkeit. Nach [47] setzt man die Dauerfestigkeit der ungekerbten Probe der mit einer Kerbe entgegen:

$$\beta_k = \frac{\sigma_{AD}}{\sigma_{nAD}}, \left( R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = -1, N_D = 10^6 - 10^7 \right), \quad (3.14)$$

mit der dauerfest ertragbaren Amplitude  $\sigma_{AD}$  der glatten Probe und  $\sigma_{nAD}$  der dauerfest ertragbaren Nennspannungsamplitude der gekerbten Probe bei einem Spannungsverhältnis  $R$  und der Grenzschwingspielzahl  $N_D$ .

Es existieren unterschiedliche Ansätze zur Bestimmung der Kerbwirkungszahl mit den jeweiligen Stärken und Schwächen. Die Wahl des Ansatzes wird abhängig von den vorliegenden experimentellen Daten und dem konkreten Anwendungsfall getroffen.

Neben den analytischen Ansätzen ist die FE-Methode ein hilfreiches Werkzeug zur Bestimmung der Beanspruchung in der Kerbe. Abhängig von der Geometrie der Kerbe, der Anzahl der Kerben und dem Verhältnis der Kerbabmessungen zu den Abmessungen der Gesamtstruktur wird jedoch bei geometrietreuer Abbildung der Kerben der noch vertretbare Simulationsaufwand bzw. die vertretbare Rechenzeit überschritten. Für die hier untersuchte Sandwichstruktur trifft dieser Fall auf die Simulation des Lochbleches zu. Das Lochblech wird später als ein Vollblech simuliert, wobei die strukturmechanischen Eigenschaften des Lochbleches durch die Modifikation der Materialparameter berücksichtigt werden. Untersucht werden zwei Vorge-



**Abbildung 3.15:** Versuchsaufbau des Zugversuch an einer Lochblechprobe

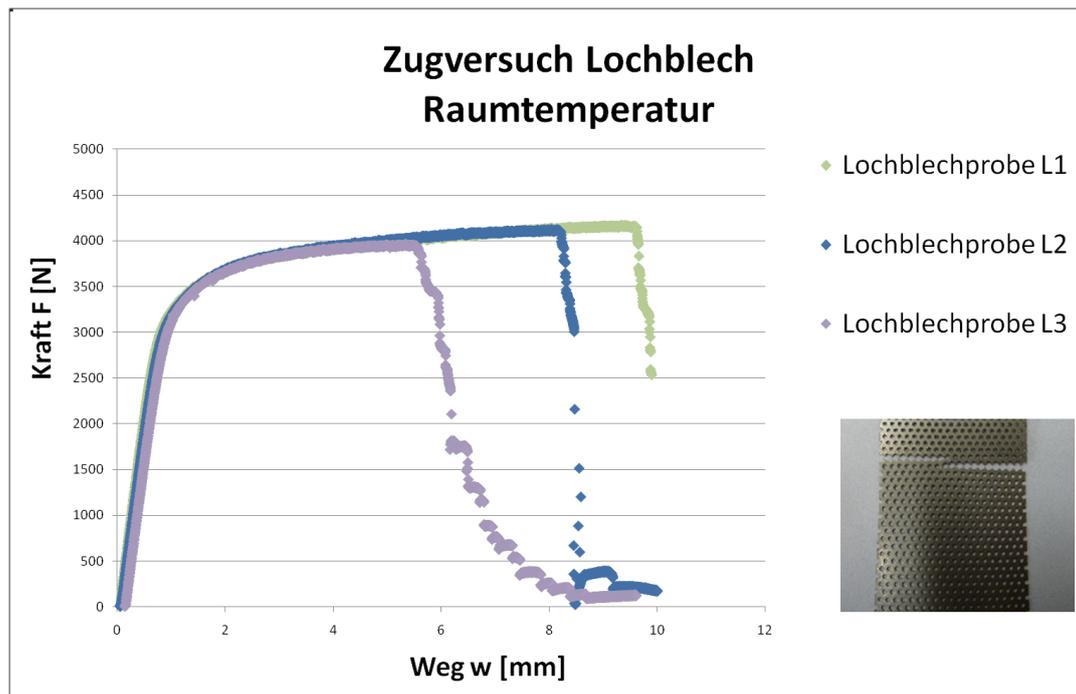
hensweisen zur Bestimmung der effektiven Spannung-Dehnungskurven auf der Basis eines Experiments und auf der Basis der Simulation.

### 3.3.2 Bestimmung der effektiven Materialparameter für das Lochblech unter Raumtemperatur

#### Zugversuch an einem Lochblech

Der Versuch wird in Anlehnung an die Norm DIN 50125 [49] durchgeführt. Getestet wurde mit einer Hydropulsmaschine der Fa. Schenck mit einer Prüfgeschwindigkeit von  $0,0333 \text{ mm/sec}$ . Das Lochblech weist folgende Abmessungen auf: Breite = 40 mm, Gesamtlänge = 260 mm und Dicke = 0,4 mm. Die Abb. 3.15 zeigt den Aufbau des Zugversuchs einer Lochblechprobe. Die Abb. 3.16 zeigt die Kraft-Weg-Kurve der Zugversuche für die drei getesteten Lochblechproben.

Aus den Kraft-Weg-Kurven wird die effektive Spannung-Dehnung-Kurve zur Abbildung des Lochbleches als ein Vollmaterial bestimmt, wobei das Vollblech mit einer effektiven Dicke von 0,282 mm berücksichtigt wird (ermittelt unter der Voraussetzung, dass die Masse des Lochbleches für das Vollblech beibehalten wird). Die effektiven Spannungen werden aus der Kraft unter Berücksichtigung der Querschnittsfläche des Vollbleches berechnet. Die effektiven Dehnungen werden aus der



**Abbildung 3.16:** Kraft-Weg-Kurven des Zugversuchs der Lochblechproben unter Raumtemperatur

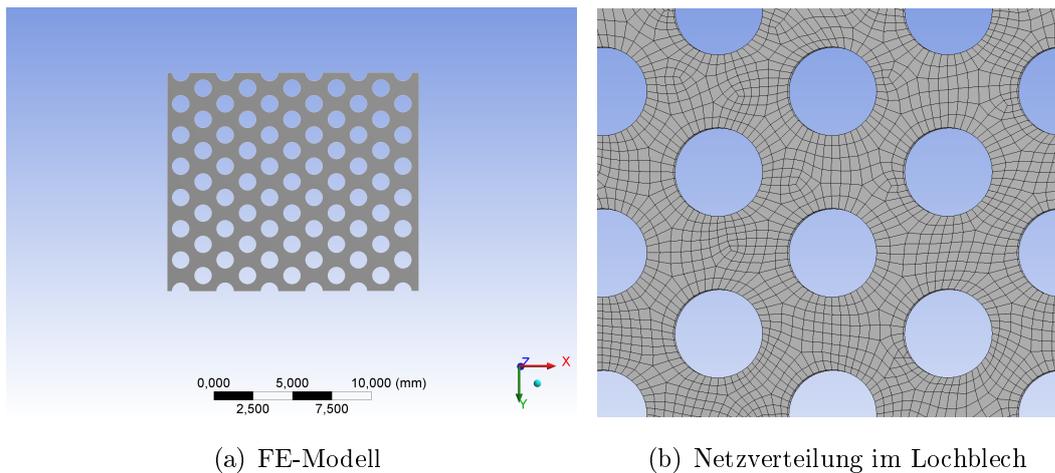
Verschiebung und der Ausgangslänge des zu testenden Bleches bestimmt. Der effektive Elastizitätsmodul für das Lochblech wurde zu  $58419 \text{ N/mm}^2$  und eine effektive Streckgrenze zu  $354 \text{ MPa}$  bestimmt (siehe Abb. 3.19, Ersatzmaterial v1).

### Simulation

In dem vorangegangenen Kapitel wurde die Vorgehensweise zur Ermittlung der effektiven Materialeigenschaften ausgehend von den Versuchsdaten vorgestellt. Nun wird eine Möglichkeit zur Bestimmung der effektiven Eigenschaften des Lochbleches mittels FE-Simulation beschrieben.

Die Vorgehensweise besteht darin, das Lochblech geometriegetreu im FE-Modell abzubilden und einen Zugversuch zu simulieren. Aus der simulierten Kraft-Weg-Kurve wird unter der Berücksichtigung der Querschnittsfläche des Vollbleches und der Ausgangslänge des Lochbleches die effektive Spannung-Dehnungs-Kurve bestimmt.

Die Abb. 3.17 (a) zeigt das aufgebaute FE-Modell mit einer Breite von  $16 \text{ mm}$  und einer Länge von  $14 \text{ mm}$ . Die Abb. 3.17 (b) zeigt die Netzaufteilung. Es wurde der Elementtyp SHELL 181 verwendet. In der Abb. 3.18 ist der Verlauf der Normalspannungen im Lochblech unter Zugbelastung dargestellt. Bereits bei kleiner Dehnung wird auf Grund der lokal auftretenden Spannungsspitzen die Streckgrenze erreicht.



**Abbildung 3.17:** FE-Modell zur Simulation des Zugversuchs der Lochblechprobe

Das Material fängt an zu fließen. Das effektive Elastizitätsmodul für das Lochblech wurde zu  $67552 \text{ N/mm}^2$  und eine effektive Streckgrenze zu  $229 \text{ MPa}$  bestimmt (siehe Abb. 3.19, Ersatzmaterial v2).

Für das Elastizitätsmodul ergibt sich somit eine  $14 \%$  Abweichung zu den Experimentdaten mit  $58419 \text{ N/mm}^2$ . Diese Abweichung kann durch den Einfluss der Einspannung im Experiment oder/und durch die Vorverformungen (Imperfektionen) bei der getesteten Struktur verursacht sein.

### Überprüfung der Vorgehensweise zur Ermittlung der effektiven Spannung-Dehnungs-Kurve für das Lochblech

Eine Simulation des Zugversuchs eines Vollbleches mit der aus dem Experiment bestimmten effektiven Spannung-Dehnungs-Kurve wird durchgeführt. Die simulierte Kraft-Weg-Kurve wird mit den Kraft-Weg-Kurven aus dem Experiment verglichen, um so die Vorgehensweise zur Ermittlung der effektiven Spannung-Dehnungs-Kurve für das Lochblech zu überprüfen und bei Bedarf die Modifikation der effektiven Spannung-Dehnungs-Kurve vorzunehmen.

Eine Modifikation des Ersatzmaterials v1 erfolgt in 2 Schritten (siehe Abb. 3.19 und 3.20). Die 2. Modifikation des Ersatzmaterials v1 zeigt eine gute Übereinstimmung der Kraft-Weg-Kurven zwischen der Simulation und dem Experiment. Dieses effektive Materialmodell für das Lochblech wird schließlich in die Simulation der Sandwichstruktur einfließen.

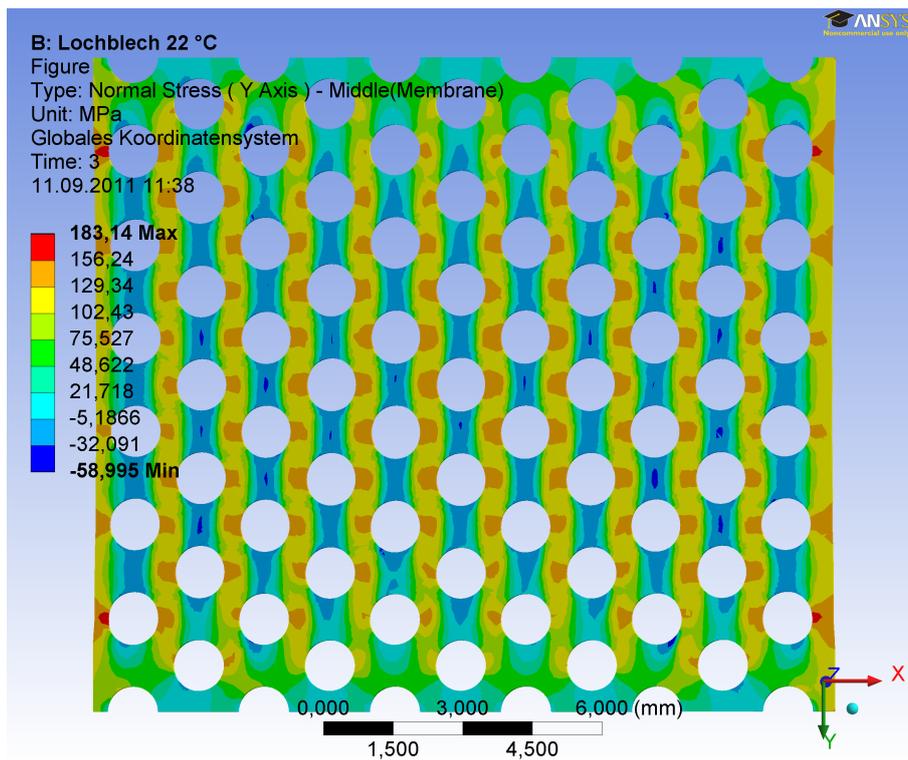


Abbildung 3.18: Normalspannung im Lochblech unter Zugbelastung (Y-Richtung)

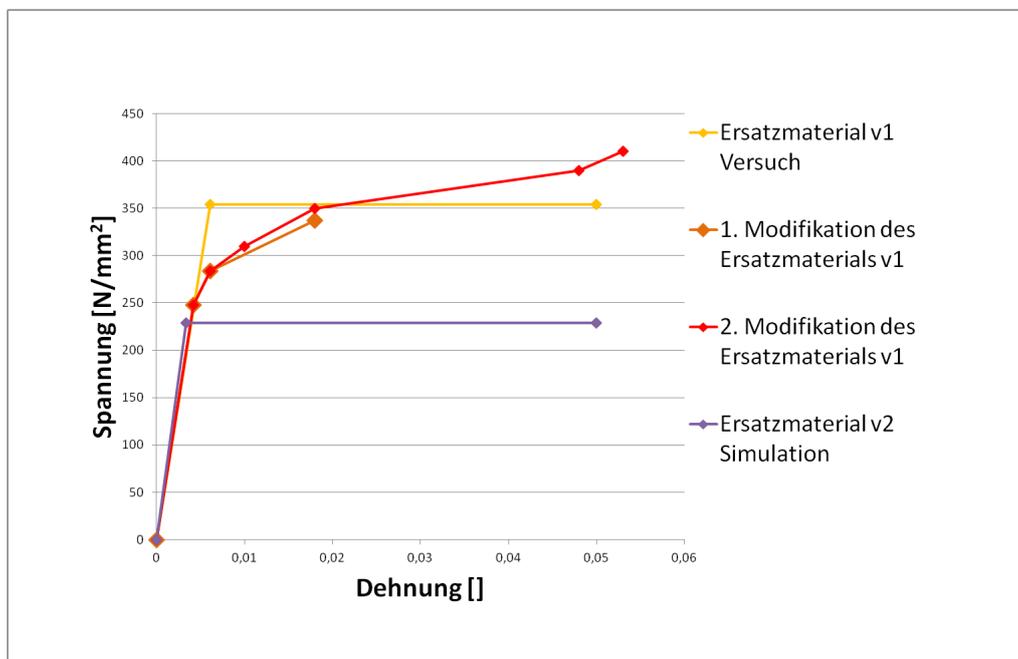
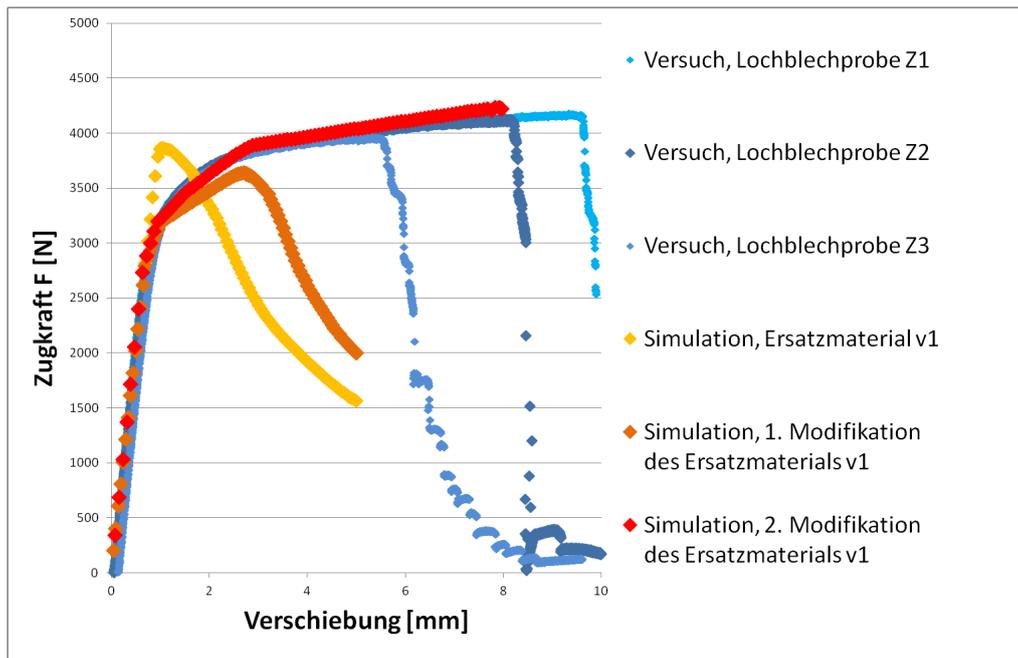


Abbildung 3.19: Übersicht zu den verschiedenen Versionen des Ersatzmaterials für das Lochblech bei Raumtemperatur

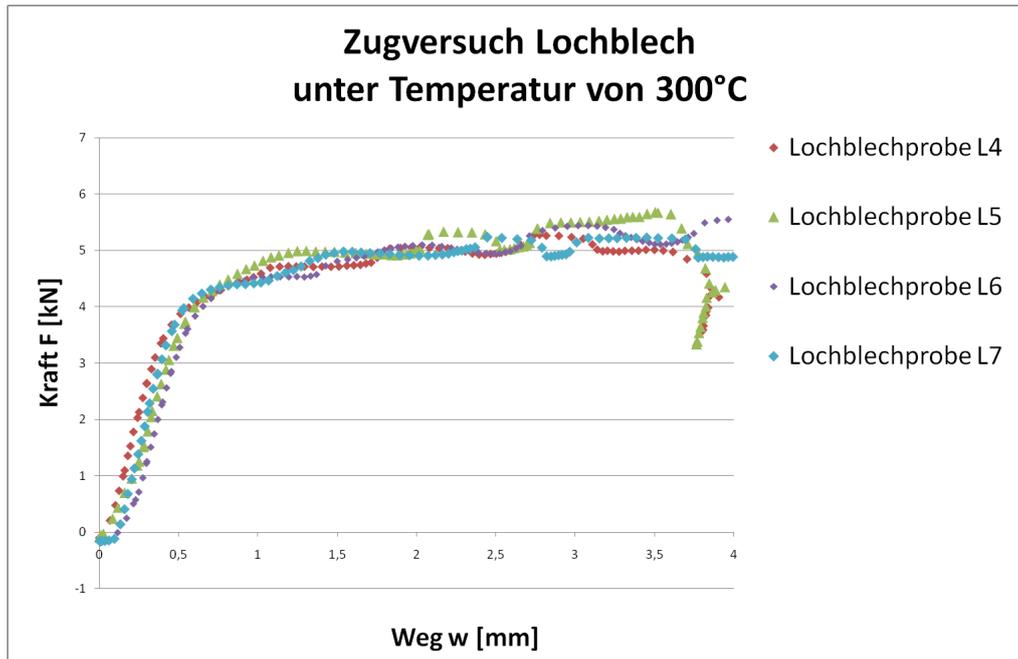


**Abbildung 3.20:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, Zugversuch der Lochblechproben

### 3.3.3 Bestimmung der effektiven Materialparametern für das Lochblech unter einer Temperatur von $300^{\circ}\text{C}$

#### Zugversuch an einem Lochblech unter Temperatur

Es wurden Zugversuche an Lochblechproben unter einer Temperatur von  $300^{\circ}\text{C}$  durchgeführt. Die vier Prüfkörper werden in die Spannbacken eingespannt und durch einen Wärmestrahler erwärmt. Da die Erwärmungsfläche begrenzt ist, wird der Zugversuch an Lochblechproben mit folgenden Abmessungen durchgeführt: Breite = 70 mm, Gesamtlänge = 80 mm und Dicke = 0,4 mm. Die Oberflächentemperatur wird während des Versuchs an mehreren Stellen mit Thermoelementen kontrolliert. Die Abb. 3.21 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der Zugversuche bei einer Temperatur von  $300^{\circ}\text{C}$  für die vier getestete Lochblechproben. Der Verlauf der Kurven zeigt einen Offset von ca. 200 N auf Grund der Druckspannungen im Blech verursacht durch die Temperaturdehnungen. Bei diesem Experiment wurde festgestellt, dass die Erwärmung eine bleibende Verformung in Form einer ovalförmigen Beule verursacht hat. Das effektive Elastizitätsmodul beträgt  $30893 \text{ N/mm}^2$ , die effektive Streckgrenze liegt bei ca.  $220 \text{ N/mm}^2$ .



**Abbildung 3.21:** Kraft-Weg-Kurven des Zugversuchs der Lochblechproben bei einer Temperatur von 300 °C, Experiment

### Simulation

Es wird nun die effektive Spannung-Dehnungs-Kurve für das Lochblech für eine Temperatur von 300 °C gesucht. Es wird das im vorangegangenen Kapitel beschriebene FE-Modell verwendet. Es werden zwei Fälle unterschieden: Das Lochblech erfährt auf Grund der thermischen Ausdehnung Zwangsspannungen und Verformungen. Die Abb. 3.22 zeigt eine Verformung verursacht durch die Temperatur am beidseitig eingespannten Lochblech. Wie schon im Versuch, zeigt sich in der Simulation eine ovalförmige Beule. Die entsprechende Kraft-Weg-Kurve ist in der Abb.3.23 (blaue Kurve) dargestellt. Zweitens: Das Lochblech kann sich thermisch frei ausdehnen, es entstehen keine Zwangsspannungen und keine Vorverformungen im Blech, siehe Abb. 3.23, rote Kurve.

Aus den simulierten Kraft-Weg-Kurven konnte das effektive Elastizitätsmodul und die effektive Streckgrenze berechnet werden. Das effektive Elastizitätsmodul beträgt beim Lochblech ohne Vorverformung 44463 N/mm<sup>2</sup> und 30864 N/mm<sup>2</sup> bei der vorgebeulten Struktur. Die Streckgrenze konnte in beiden Fällen zu ca. 67 MPa ermittelt werden. Die Abb. 3.24 zeigt die effektive Spannung-Dehnungs-Kurve, die für die weiterführende Simulationen verwendet wird.

Das effektive Elastizitätsmodul aus dem Experiment (mit 30893 N/mm<sup>2</sup>) zeigt eine

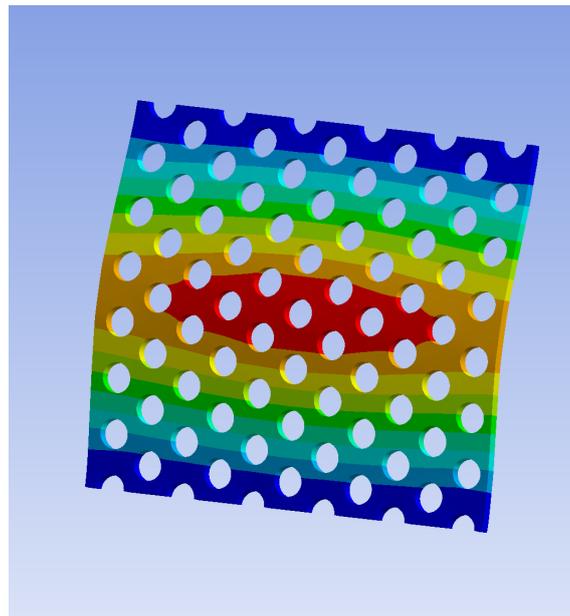


Abbildung 3.22: Vorverformung im FE-Modell eines Lochbleches unter einer Temperatur von 300 °C

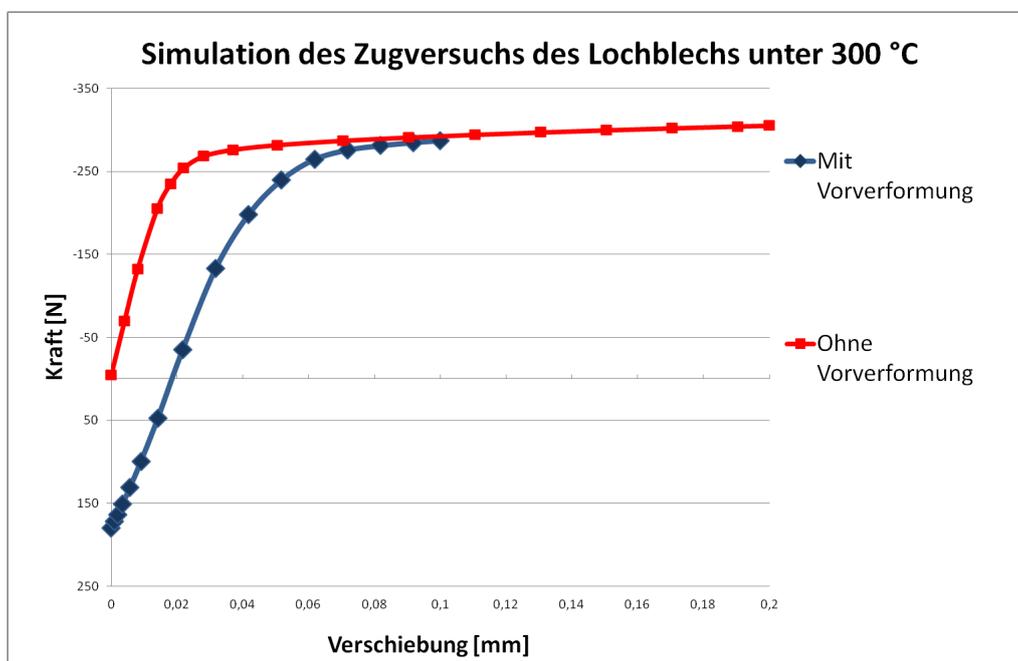
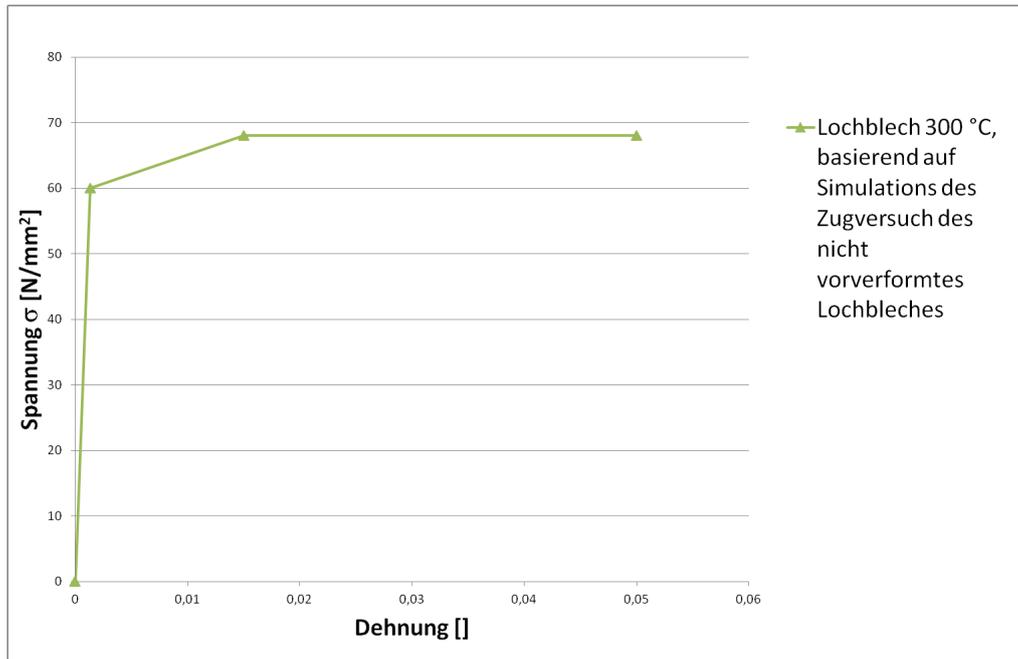


Abbildung 3.23: Kraft-Weg-Kurven des Zugversuchs der Lochblechproben bei einer Temperatur von 300 °C, Simulation



**Abbildung 3.24:** Effektive Materialparameter für das Lochblech unter 300 °C

gute Übereinstimmung zu dem Wert aus der Simulation des vorgebeulten Lochbleches (30864 N/mm<sup>2</sup>).

Bemerkung: Um den Einfluss der Vorverformung auf die effektiven Materialeigenschaften zu vermeiden, ist beim Experiment stets darauf zu achten, dass die zu testende Struktur keine ausgeprägte Vorbeulen aufweist.

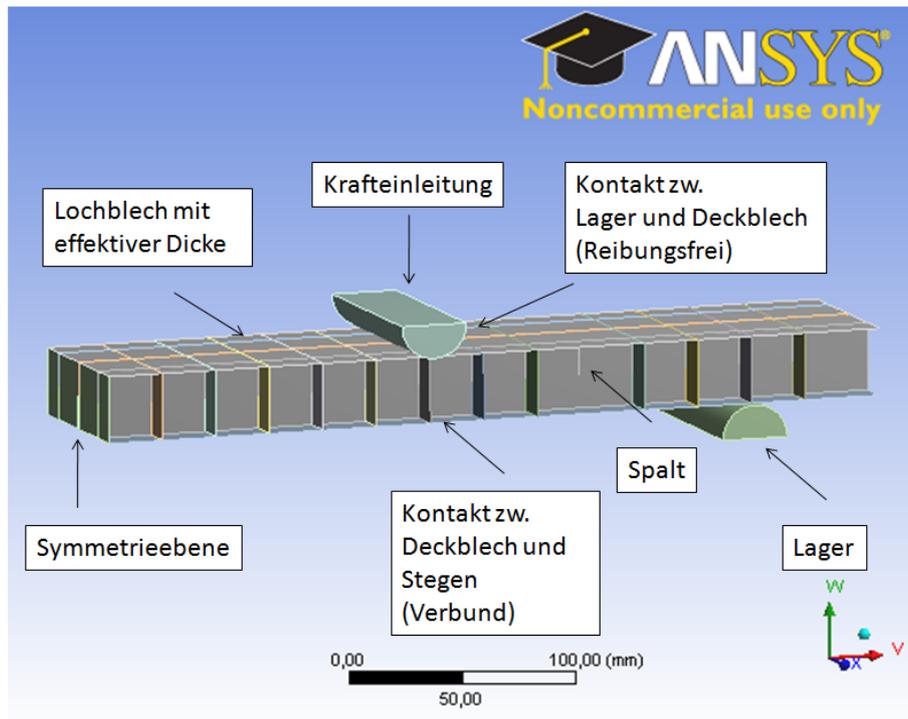
## 3.4 Entwicklung der FE-Modelle zur Simulation der zellularen Sandwichstruktur

### 3.4.1 Simulation einer ebenen Struktur unter 4-Punktbiegung

Das FE-Modell zur Untersuchung des strukturellen Verhaltens einer ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm wird in Anlehnung an den durchgeführten 4-Punktbiegeversuch aufgebaut (siehe Abb. 3.25). Es werden Schalenelemente SHELL 181 verwendet.

Es werden folgende Vereinfachungen beim Aufbau des FE-Modells vorgenommen:

- Die Symmetrie der Struktur wird ausgenutzt. Es wird ein Halbmodell aufgebaut mit einer Länge von 360 mm.
- Das Lochblech mit einer Dicke von 0,4 mm wird als massengleiches Vollblech



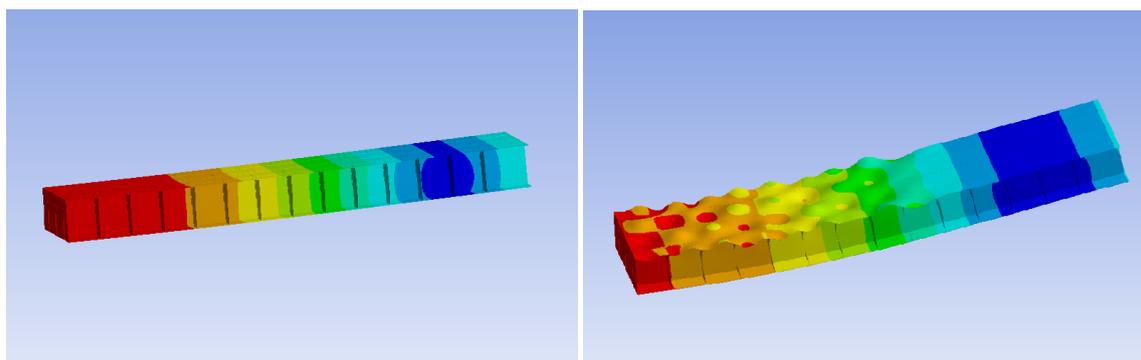
**Abbildung 3.25:** Aufbau des FE-Modells zur Simulation einer 4-Punktbiegung

mit einer effektiven Dicke von 0,282 mm abgebildet.

- Das Streckmetall wird nicht abgebildet, die „fehlende“ Trägerhöhe wird durch die Stege übernommen. Dieser Vereinfachung liegt die Annahme zu Grunde, dass das Streckmetall keinen Beitrag zur Steifigkeit bzw. Festigkeit liefert.
- Die Schweißverbindung wird in erster Näherung durch die Kontaktdefinition „Verbund“ abgebildet. Diese wird jedoch zu einem späteren Zeitpunkt noch genauer ausgearbeitet.

Die Simulation der Sandwichstruktur erfolgt in mehreren Schritten, wobei die Komplexität der Simulation bei jedem Schritt gesteigert wird. Das heißt, ausgehend von einer recht einfachen Simulation werden nacheinander einzelne Effekte in die Simulation integriert und miteinander kombiniert. Aufgrund des unsymmetrischen Aufbaus der Struktur erfolgt die Simulation einmal mit Lochblech oben und einmal mit Vollblech oben. Die Vorgehensweise ist wie folgt:

1. Geometrisch lineare Berechnung der Struktur und geometrisch nichtlineare Simulation der Struktur.
2. Untersuchung des Einflusses von Vorbeulen auf das Gesamtverhalten der Struktur.



(a) Lineare Simulation

(b) Geometrisch nichtlineare Simulation

**Abbildung 3.26:** Gesamtverformung im FE-Modell zur Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit einer Höhe von 30 mm

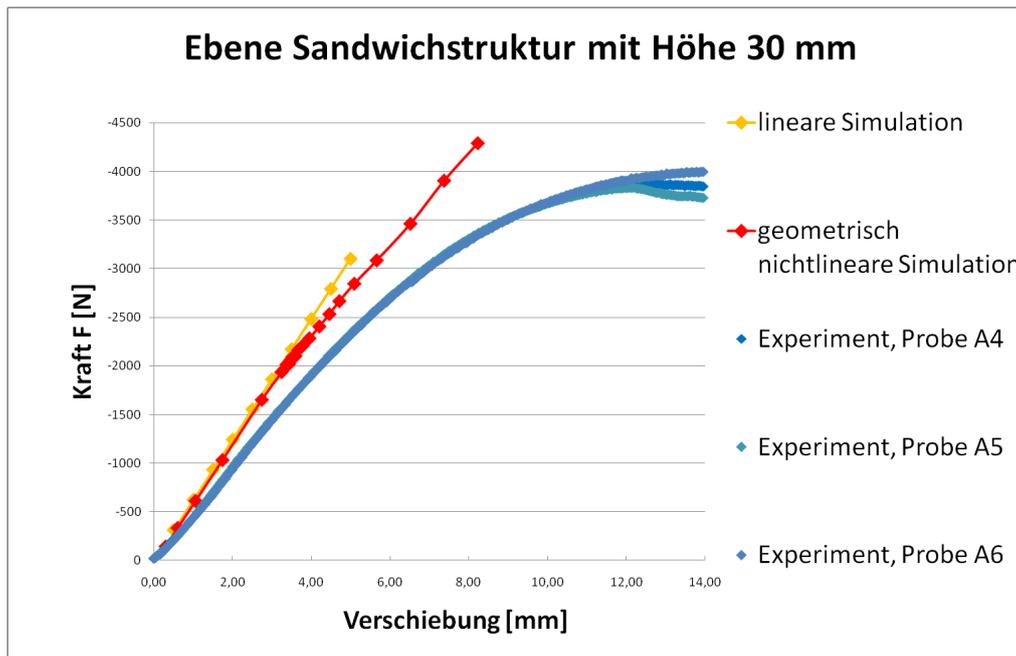
3. Berücksichtigung der Nichtlinearität der Struktur durch das Schließen bzw. Öffnen der Kontakte zwischen den Stegen.
4. Plastisches Materialverhalten wird erfasst.
5. Modifizierung des Materialmodells des Lochbleches (nach Abschnitt 3.3).

In diesem Abschnitt sind die wichtigsten Ergebnisse der Simulation der ebenen Proben mit einer Höhe  $H$  von 30 mm dargestellt. Gleichzeitig erfolgt eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der FE-Simulation der Struktur mit den Experimenten.

### Geometrisch lineare und nichtlineare Simulation

Als Erstes erfolgt eine geometrisch lineare und nichtlineare Simulation der Struktur für die Modelle mit Lochblech oben und Vollblech oben (siehe Abb. 3.26). Bei der nichtlinearen Simulation bilden sich Beulen im unter Druck stehenden oberen Deckblech. Die Beulen bilden sich zuerst an der Stelle der maximalen Verformung und breiten sich mit steigender Belastung aus. Die Beulen folgen dem Schachbrettmuster. Dieses Verhalten konnte man auch während der Experimente beobachten. Das Ausbilden der Beulen äußert sich mit einem Abknicken der Kraft-Weg-Kurve (siehe Abb. 3.27), was eine Abminderung der Steifigkeit bedeutet. Dieses Verhalten findet man üblicherweise beim Beulen von Schalen.

Die kritische Spannung beim Stabilitätsverhalten der Struktur wird auf Grund der geringeren Dicke des Blechs bei dem Modell mit Lochblech oben früher erreicht. Die erste Beule bildet sich bei dem Modell mit dem Lochblech oben bei einer kleineren



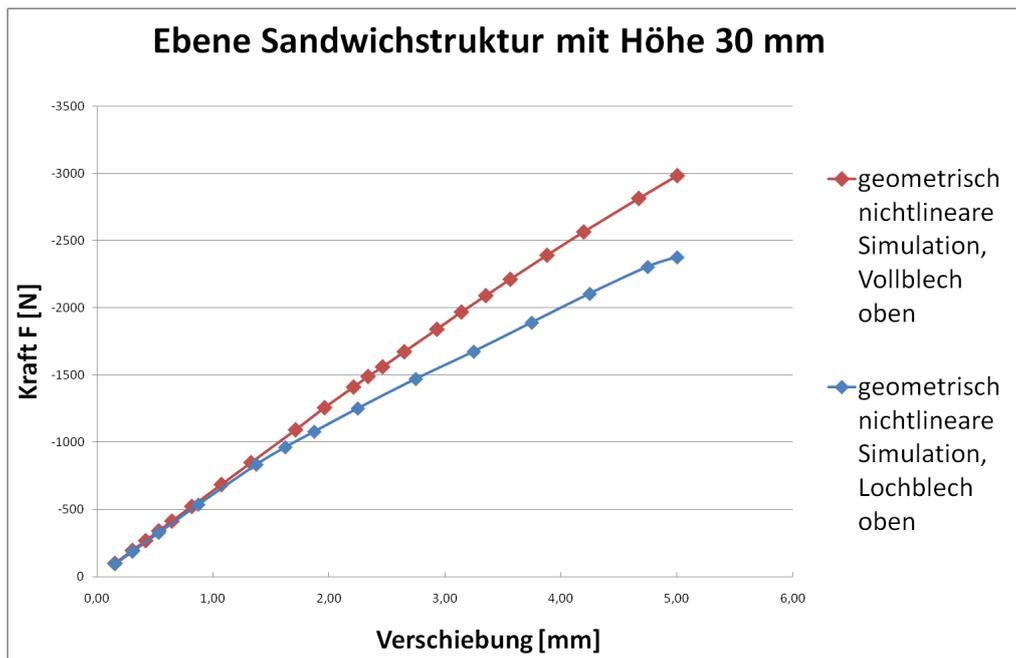
**Abbildung 3.27:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Vollblech oben

Verformung als bei dem Modell Vollblech oben. Die Kurve beim Modell mit dem Lochblech oben zeigt eine stärkere Abflachung der Kraft-Weg-Kurve als beim Modell mit dem Vollblech oben (siehe Abb. 3.28).

### **Einfluss der Vorbeulen**

Bei der Fertigung der untersuchten Struktur wurde das Widerstandsschweißverfahren eingesetzt. Der Herstellungsprozess der Struktur erfordert eine gewisse Pressung (Druckbelastung) der Struktur. Hierbei ist eine bleibende Vorverformung der Struktur nicht ausgeschlossen. Die untersuchten Sandwichstrukturen zeigten nach der Fertigung vereinzelt kleinere Beulen (bis 0,2 mm) an den Stegen und in den Deckblechen. Die Einflüsse der aus der Herstellung resultierenden Vorbeulen werden auf des Verhaltens der Gesamtstruktur untersucht.

Eine mögliche Vorgehensweise wären zwei hintereinander geschaltete statische Analysen, wobei als Erstes die Vorverformung aufgebracht wird und im zweiten Schritt die Belastung an dem bereits verformten System erfolgt. Diese Vorgehensweise hätte den Nachteil, dass die Beanspruchung (Spannung) verursacht durch die Vorverformung für die zweite Analyse mitberücksichtigt wird. Der Einfluss der destabilisierenden Kräfte (Vorspannungen) hat einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Systems. Um die Effekte geometrische



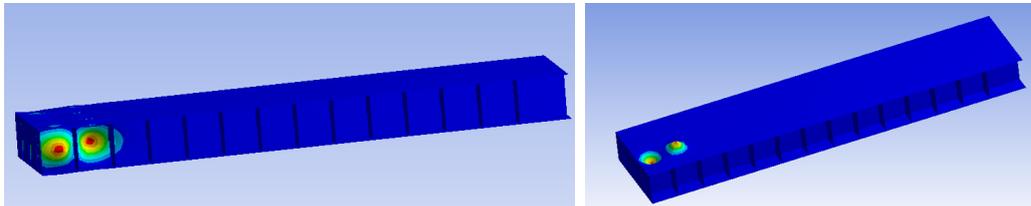
**Abbildung 3.28:** Geometrisch nichtlineare Simulation der 4-Punktbiegung, Vergleich zwischen Vollblech oben und Lochblech oben

Vorverformung und Vorspannung klar voneinander zu trennen, wird wie folgt vorgegangen:

1. Die Vorverformung wird in Form einer Verschiebung aufgebracht.
2. Das verformte Netz wird exportiert (Mechanical APDL).
3. Ausgehend vom verformten Netz wird ein neues Modell aufgebaut (Finite Element Modeler).
4. Die Belastung wird auf das neue Modell aufgebracht.

Bemerkung: Eine weitere Möglichkeit wäre das Modell bereits mit Vorverformungen aufzubauen. Diese Vorgehensweise ist bei der bevorstehenden Variation der Vorverformungen nicht effizient.

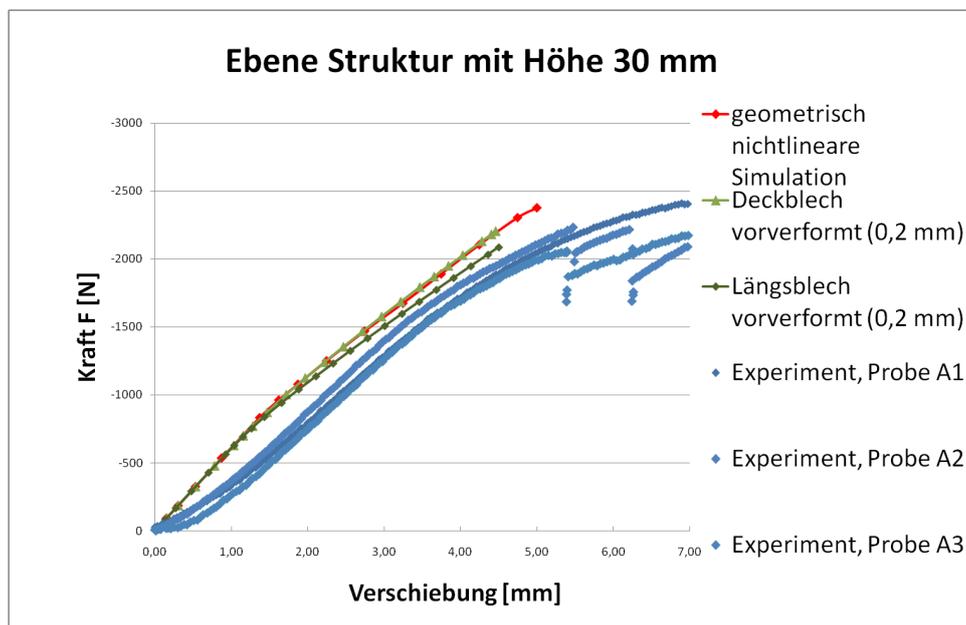
Bei dieser Untersuchung wurde der Einfluss der Größe und der Lage der Vorverformung untersucht. Es sind Untersuchungen an den Modellen Lochblech oben und Vollblech oben durchgeführt worden. Die Abb. 3.30 zeigt exemplarisch am Modell mit Lochblech oben die entsprechenden Kraft-Weg-Kurven. Die Anfangssteifigkeit der Struktur wird nicht von den Vorbeulen beeinflusst. Die Simulation der Struktur mit dem vorgebeulten Deckblech unterscheidet sich nicht von der Simulation ohne Vorbeulen. Bei der Vorbeule im Längsblech erkennt man eine Abminderung der



(a) Vorverformung im Längsblech

(b) Vorverformung im Deckblech

**Abbildung 3.29:** Vorbeule im FE-Modell zur Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit Höhe 30 mm



**Abbildung 3.30:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Lochblech oben, Einfluss der Vorbeulen

Steifigkeit nach dem Erreichen der kritischen Beulkraft um ca. 7%. Dieses Verhalten wird auch bei dem Modell mit Vollblech beobachtet mit einer Abminderung der Steifigkeit um ca. 3%.

Es wurden Untersuchungen zum Einfluss der Größe einer Beule im Bereich von 0,1 mm bis 0,3 mm im Deckblech vorgenommen. Es wurde festgestellt, dass die Größe der Beule in diesem Bereich keinen Einfluss auf den Grad der Abminderung der Steifigkeit der Gesamtstruktur hat.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Aufwand für die durchgeführte Untersuchung und die hierfür benötigte Rechenzeit in keiner Relation zu der Auswirkung der Vorbeulen auf das Verhalten der Gesamtstruktur stehen. Der Einfluss der Vorbeulen spielt im Hinblick auf das Gesamtverhalten der Sandwichstruktur eine vernachlässigbare Rolle.

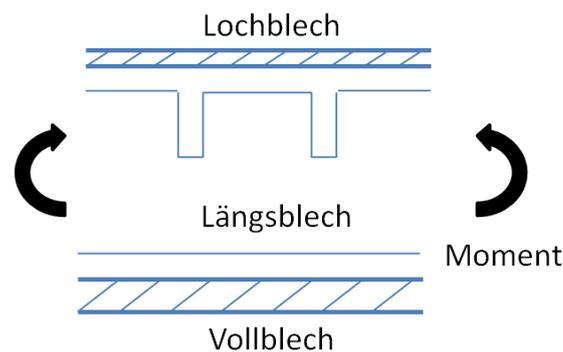
### **Schließen bzw. Öffnen der Spalte in den Stegen**

Die Spalte in den Längs- und Querstringern der Sandwichstruktur werden mit dem Laserschneidverfahren erzeugt. Die Spalte haben ein Sollmaß von 0,45 mm und die Blechen von 0,4 mm. Es ergibt sich somit ein Spalt pro Seite zu je 0,025 mm. In den Simulationen wird das Schließen der Kontakte mit einem Anfangsspalt von 0,025 mm und von 0,01 mm im Hinblick auf das strukturmechanische Verhalten der Sandwichstruktur untersucht. Für die folgenden Simulationen wird die Vereinfachung getroffen, dass die Spalte in allen Stegen der Struktur gleiches Abmaß haben.

Bemerkung: In der Realität sind größere Spalte durchaus realistisch, da zum Einen das Sollmaß bei der Herstellung nicht immer eingehalten werden kann (Abweichungen von + 0,05 mm sind zulässig) und zum Anderen sowohl die Längsbleche als auch die Querbleche eine Krümmung (Vorverformung) aufweisen können, die im ungünstigsten Fall zu einem noch größeren Spalt führen könnten. Es können auch kleinere Spalte in der Struktur vorhanden sein, bis hin zur Anlehnung eines Bleches an das andere.

Eine Besonderheit beim Aufbau der untersuchten zellularen Sandwichstruktur ist die Position der Spalte. Die Spalte der Längsbleche befinden sich immer am Lochblech (siehe Abb. 3.31).

Als Erstes wird das Schließen der Spalte in einer geometrisch linearen Simulation beobachtet (siehe Abb. 3.32). Die hervorgehobenen Punkte markieren die Verformung, bei der erstmals lokales Schließen der Spalte bei der Simulation beobachtet wurde. Erwartungsgemäß schließt der Kontakt mit einem kleineren Anfangsspalt



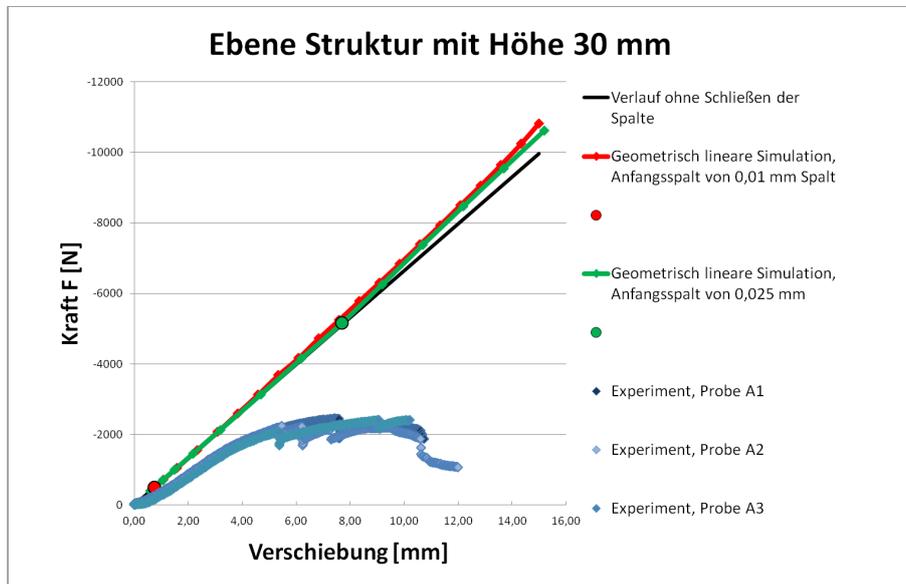
**Abbildung 3.31:** Schematische Darstellung der Lage der Spalte im Längsstringer der Sandwichstruktur

(0,01 mm) bei einer kleineren Verformung als der Kontakt mit dem größeren Anfangsspalt. Die Steifigkeit nimmt nach dem Schließen der Spalte um ca. 7% zu.

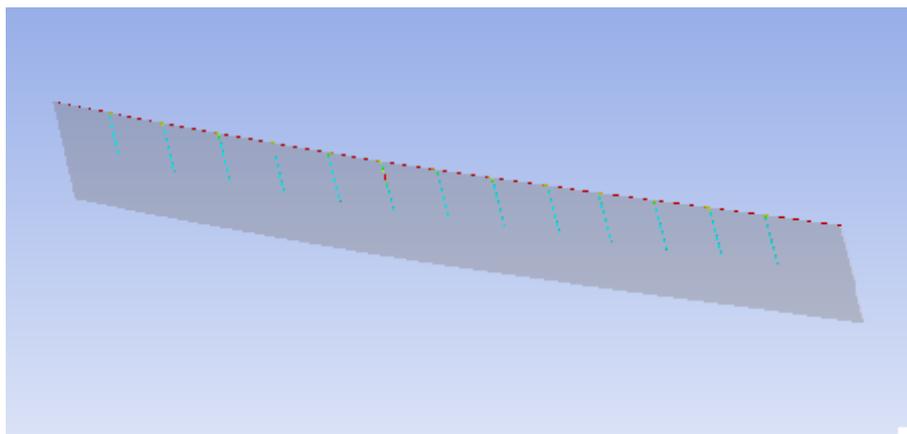
Der erste Spalt schließt an der Stelle mit der größten Verformung. Bei steigender Belastung schließen immer mehr Spalte. Die Bildreihe 3.33 bis 3.35 zeigt einen Längsstringer bei der Simulation der 4-Punktbiegung, alle anderen Modellkomponenten sind ausgeblendet. Gezeigt wird der Kontaktstatus in den Spalten, wobei blau für offen steht und rot für geschlossen. Man erkennt in der Abb. 3.33 einen roten Punkt in einem Spalt. Die Abb. 3.34, aufgenommen bei einer höheren Belastung, zeigt bereits mehrere geschlossene Stellen in den Spalten. In der Abb. 3.35 sind alle Spalte geschlossen.

Berücksichtigt man beide Effekte (das Schließen der Spalte und das Beulen) gleichzeitig, sieht man kleinere, lokale Abweichungen in den Kraft-Weg-Kurven im Vergleich zu der Simulation ohne Definition der Kontakte in den Spalten (siehe Abb. 3.36). Untersucht man das Verhalten der Kontakte dieses Modells genauer, stellt man fest, dass es sich hierbei nicht um fortlaufendes Schließen der Spalte, wie es bei der geometrisch linearen Simulation der Fall war, sondern vielmehr um ein lokales Schließen und Öffnen der Kontakte, verursacht durch das Beulen der Bleche handelt.

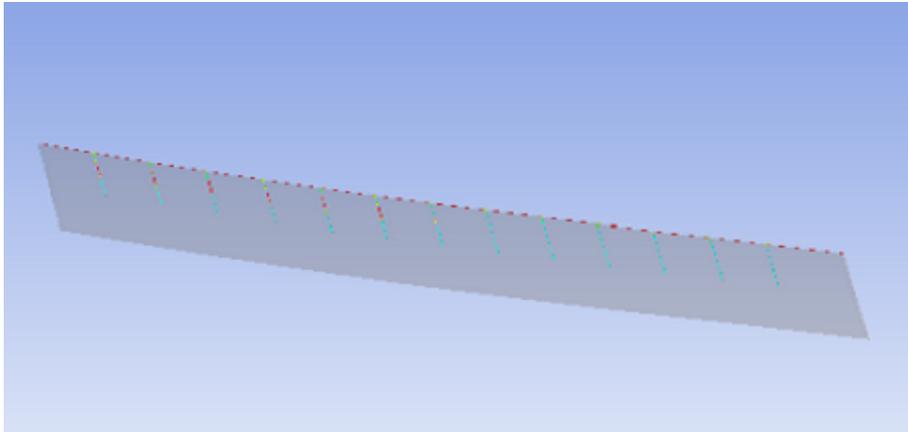
Aus diesen Gründen sowie aus der Intention heraus, den Simulationsaufwand und die Rechenzeit im Rahmen zu halten, kann festgehalten werden, dass für die Abbildung der mechanischen Eigenschaften der untersuchten Sandwichstruktur die Berücksichtigung der Kontakte in den Spalten i.a. vernachlässigbar ist.



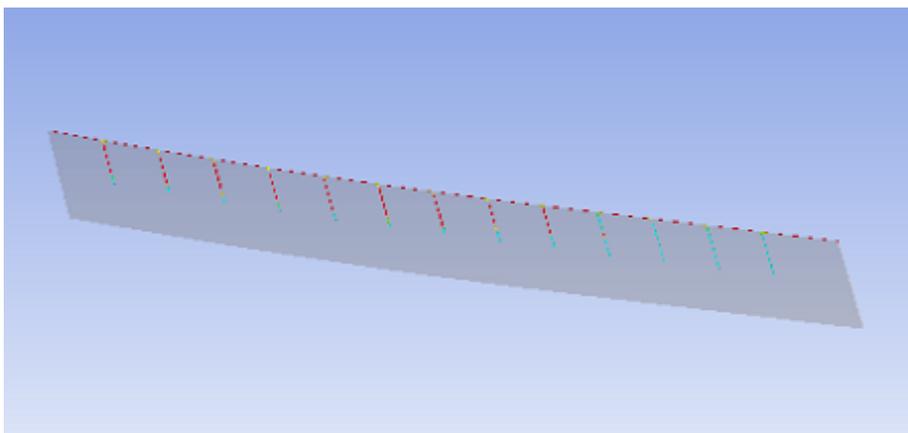
**Abbildung 3.32:** Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit Lochblech oben, Definition des Kontaktes in den Spalten



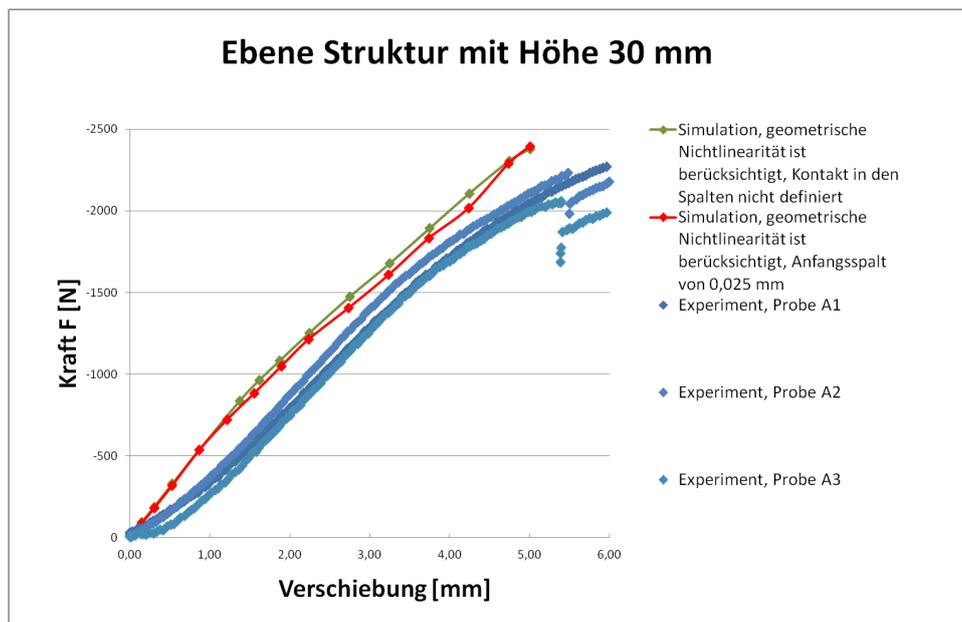
**Abbildung 3.33:** Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur, Längsstringer, erster Spalt schließt



**Abbildung 3.34:** Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur, Längsstringer, weitere Spalte schließen



**Abbildung 3.35:** Geometrisch lineare FE-Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur, Längsstringer, alle Spalte sind geschlossen



**Abbildung 3.36:** FE-Simulation (geometrisch nichtlinear) der 4-Punktbiegung der ebenen Struktur mit Lochblech oben mit Definition des Kontaktes in den Spalten

### Plastisches Materialverhalten

Während bei den vorangegangenen Simulationen ein lineares Materialmodell hinterlegt war, wird nun das FE-Modell mit dem plastischen Materialverhalten erweitert. Ausgehend von den Materialdaten zum Material Titanlegierung Aerospace-Datasheet-No. 3.7034 [50] werden 2 vereinfachte Materialmodelle konzipiert und in die Simulation der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur übernommen (siehe Abb. 3.37). Bei beiden Materialmodellen wird das Elastizitätsmodul zu  $118353 \text{ N/mm}^2$  und das Schubmodul zu  $41400 \text{ N/mm}^2$  festgelegt.

Die Abb. 3.38 und 3.39 zeigen die Verläufe der Kraft-Weg-Kurven der FE-Simulation unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Materialmodelle. Bei der Simulation wurde festgestellt, dass bei der Verwendung des Materialmodells v2 die Konvergenzproblematik weniger stark zum Tragen kommt, deshalb wird das Materialmodell v2 für alle weiteren Untersuchungen verwendet.

### Ersatzmaterial für das Lochblech

Die Erkenntnisse zu einer möglichen Abbildung des Lochbleches unter der Verwendung des Ersatzmaterials (2. Modifikation des Ersatzmaterials v1 nach Kapitel 3.3) soll nun in das Gesamtmodell einfließen (siehe Abb. 3.39 und 3.40).

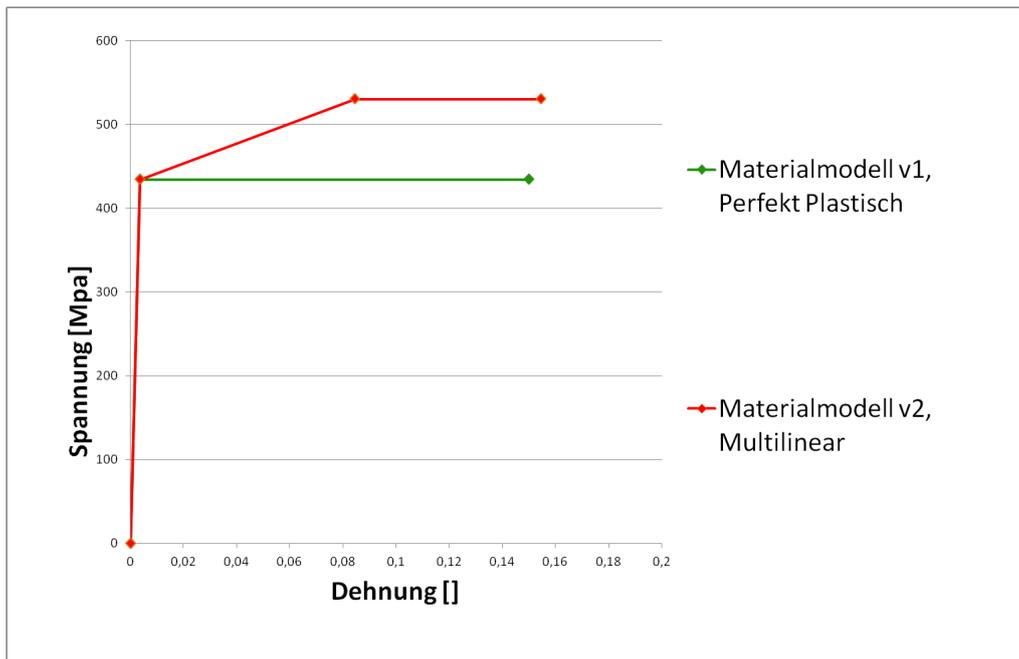


Abbildung 3.37: Materialmodell für Titanlegierung 3.7034 bei Raumtemperatur

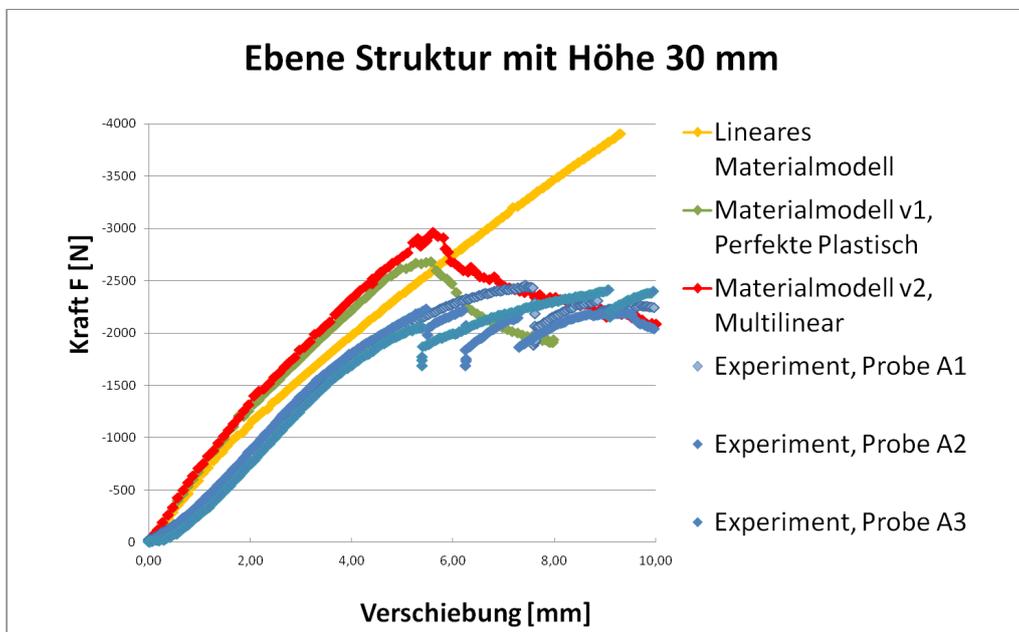
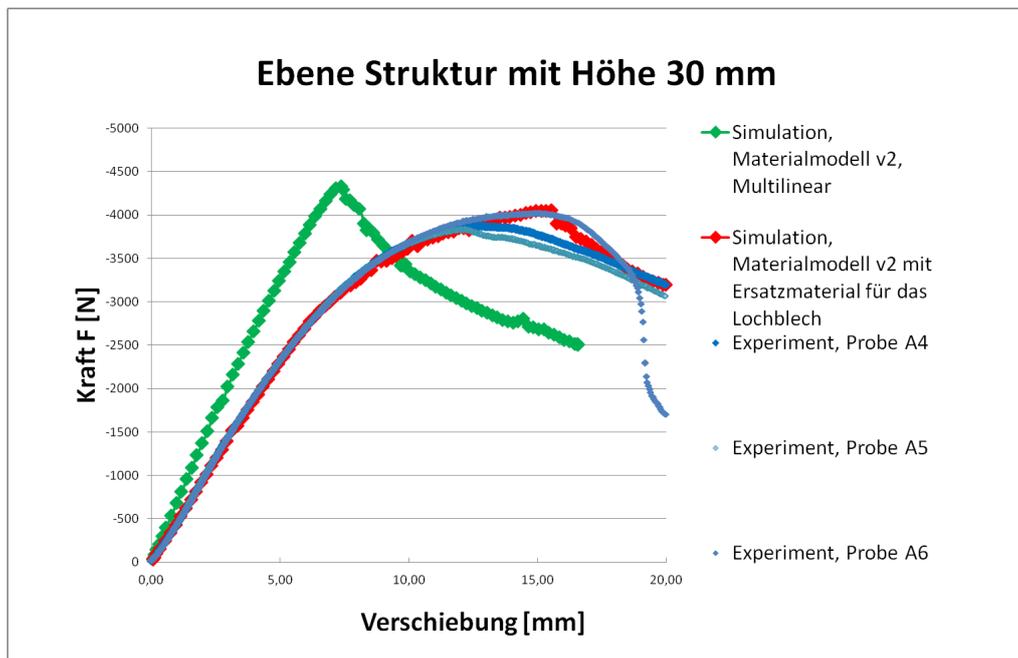
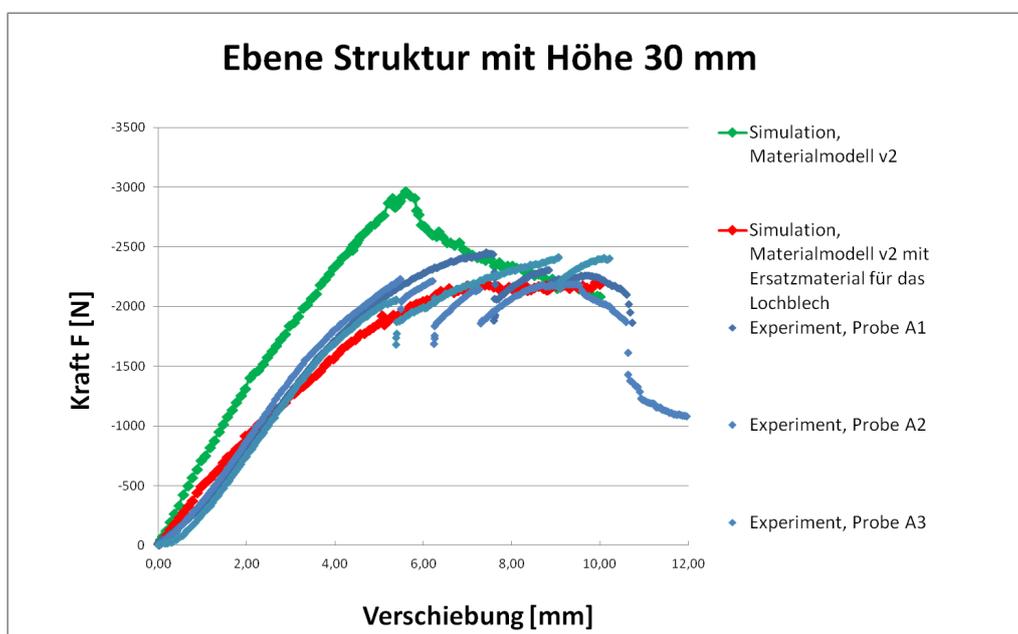


Abbildung 3.38: Gegenüberstellung Versuch-Simulationen, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Lochblech oben, plastisches Materialverhalten



**Abbildung 3.39:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Vollblech oben, Ersatzmaterial für das Lochblech



**Abbildung 3.40:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung, der Sandwichstruktur mit Lochblech oben, Ersatzmaterial für das Lochblech

Der Einsatz des Ersatzmaterials für das Lochblech verbessert die Ergebnisse der Simulation der Sandwichstruktur im Hinblick auf die Übereinstimmung mit den Erkenntnissen aus den Experimenten enorm. Die Entwicklung des Ersatzmaterials zur Beschreibung des strukturmechanischen Verhaltens eines Lochbleches hat sich also als eine sinnvolle und erfolgsversprechende Vorgehensweise herausgestellt.

### **Weitere Untersuchungen**

Um die Rechenzeit und den Modellierungsaufwand bei den umfangreichen Untersuchungen gering zu halten, wurde die Symmetriebedingung ausgenutzt. Das FE-Modell zur Simulation der 4-Punktbiegung wurde als ein Halbmodell aufgebaut. Die Ausnutzung der Symmetrieebene ist in der FE-Simulation durchaus üblich. Interessant bei dieser Struktur jedoch war die Klärung, ob die Fehler in dem Beulmuster an der Symmetrieebene (Abfolge Berg und Tal um die Symmetrieebene ist im Halbmodell nicht fortlaufend) eine Auswirkung auf die Ergebnisse der Simulation haben. Deshalb wurde ein Vollmodell aufgebaut und untersucht. Die Modelle mit und ohne Symmetriebedingung zeigen eine Übereinstimmung in dem linearen Bereich und in dem Bereich der elastischen Beulen. Bei der Festigkeit ergeben sich geringe Abweichungen im Bereich von 5%.

Bei den bisher beschriebenen Simulationen wurden die Auflager und die Kraftstempel mit der Kontaktdefinition „reibungsfrei“ simuliert. Eine andere Möglichkeit, die Kraft in die Struktur einzuleiten, besteht in der Verwendung der Linienlast. Auch auf die Modellierung der Auflager kann verzichtet werden. Die Modelle mit und ohne Auflager und Kraftstempel zeigen eine Übereinstimmung bei der Steifigkeit. Bei der Festigkeit ergeben sich geringe Abweichungen im Bereich von 4%.

### **Zwischenfazit zur Simulation der Sandwichstruktur**

Man kann folgendes zusammenfassen:

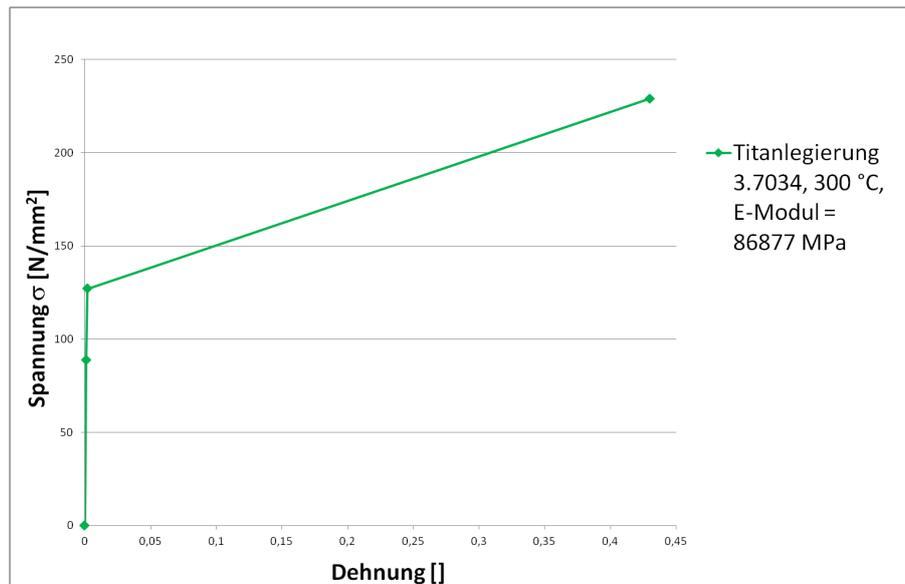
1. Die Schweißverbindung kann als erste Näherung mit der Kontaktdefinition Verbund modelliert werden.
2. Der Effekt des Beulens dominiert den Effekt des Schließens bzw. Öffnens der Spalte. Das Berücksichtigen des Kontaktes in den Spalten verursacht eine enorme Erhöhung des Modellierungs- und des Rechenaufwandes. Der Kontakt in den Spalten kann vernachlässigt werden.

3. Um das mechanische Verhalten des Lochbleches richtig abzubilden, reicht es keinesfalls aus, das Lochblech als ein Vollblech mit einer effektiver Dicke zu simulieren. Die Materialeigenschaften sollten entsprechend angepasst werden. Hierzu ist ein Zugversuch des Lochblechs oder eine Simulation an einem Ausschnitt des Lochbleches sehr hilfreich. Der Einsatz des Ersatzmaterials für das Lochblech ist eine sinnvolle Maßnahme bei der Simulation der hier untersuchten Sandwichstruktur.
4. Bei der Simulation der Festigkeit der Struktur mit Berücksichtigung der Plastizität des Materials ist das Multilineare Materialmodell günstiger im Hinblick auf die Konvergenzproblematik.
5. Der Rechenaufwand kann erheblich reduziert werden, wenn man auf das Modellieren der Lager und der Kraftstempel verzichtet und die Symmetriebedingung ausnutzt. Die durch diese Vereinfachungen entstehenden Abweichungen sind gering.

Abschließend kann man festhalten, dass gute Übereinstimmungen zwischen Simulation und Experiment im Hinblick auf die Steifigkeit und die Festigkeit erreicht wurden. Das Verhalten der Sandwichstruktur wird durch das Beulen der Deckschicht im Schachbrettmuster dominiert. Bei einer steigenden Belastung entwickeln sich aus den elastischen Beulen plastische Beulen. Das FE-Modell ist in der Lage dieses Verhalten gut abzubilden.

### **3.4.2 Simulation einer ebenen Sandwichstruktur unter 3-Punktbiegung bei einer Temperatur von 300 °C**

Die zuvor gewonnenen Erkenntnisse und die zulässige Vereinfachungen der Struktur fließen in die Simulation der 3-Punktbiegung unter erhöhter Temperatur mit ein. Die FE-Modelle berücksichtigen zwar die Veränderung des Materials auf Grund der Temperatur, die thermische Ausdehnung des Modells blieb jedoch unberücksichtigt. Die Spannung-Dehnungs-Kurve ist der Abb. 3.41 zu entnehmen. In diesem Fall lagen keine detaillierten Erkenntnisse zu der Spannung-Dehnungs-Kurve vor, sondern nur Angaben zur Streckgrenze und Bruchdehnung nach [51]. Ausgehend von diesen Werten und dem Elastizitätsmodul für eine Titanlegierung bei 300 °C konnte eine Spannung-Dehnungs-Kurve näherungsweise konstruiert werden (siehe Abb.3.41). Dieses Materialmodell geht in die nachfolgenden Untersuchungen ein.

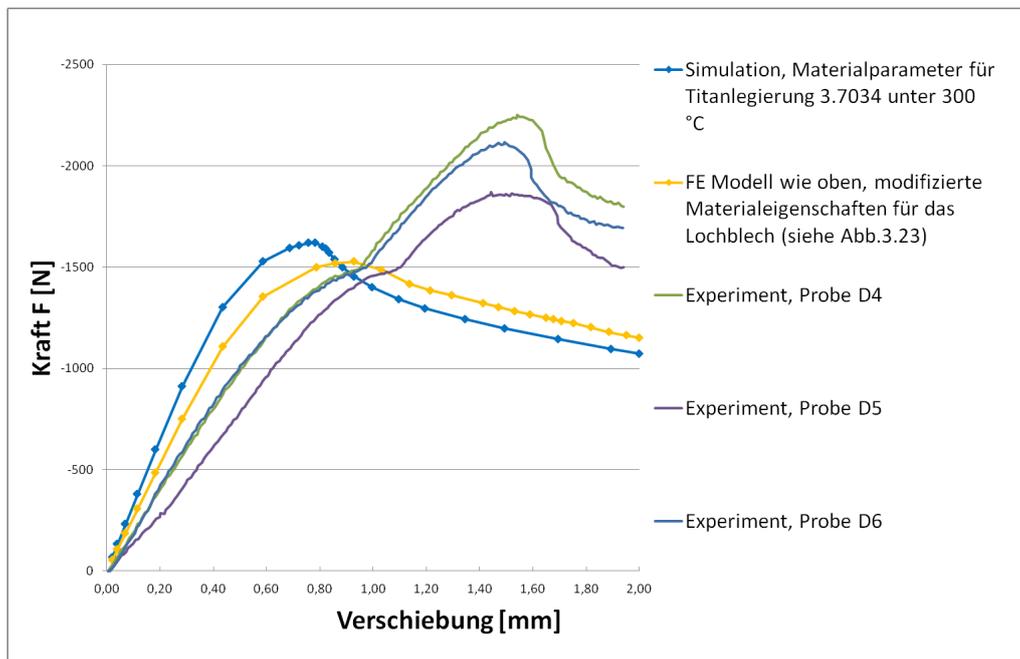


**Abbildung 3.41:** Materialmodell für Titanlegierung 3.7034 unter einer Temperatur von 300 °C in Anlehnung an [51]

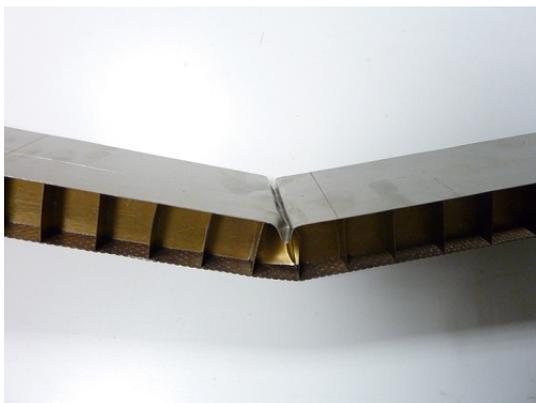
Als Erstes wird der Struktur das Materialverhalten wie in der Abb. 3.41 zugeordnet. Die entsprechenden Kraft-Weg-Kurven (siehe Abb. 3.42) zeigen die Ergebnisse der Simulation mit und ohne das modifizierte Materialmodell für das Lochblech (siehe Abb. 3.24). Die Modifikation des Lochblechs verursacht erwartungsgemäß eine Abminderung der Steifigkeit im Vergleich zu der Simulation ohne Modifikation des Lochblechs. Die Abweichung zwischen dem Festigkeitswert aus dem Experiment mit ca.1500 N und der Simulation mit 1600 N beträgt 6 %.

Die für das Material definierte Spannung-Dehnungs-Kurve bei 300 °C hat einen großen Einfluss auf die Festigkeit der Sandwichstruktur. Die detaillierte Kenntnis der Spannung-Dehnungs-Kurve für die relevante Temperatur ist wichtig zur zuverlässigen Bestimmung der Steifigkeit und der Festigkeit der Sandwichstruktur mittels FE-Simulation.

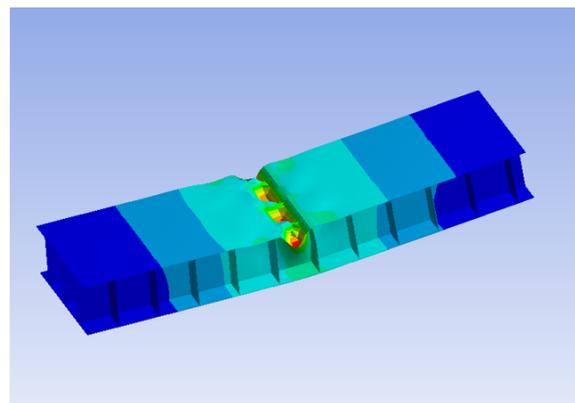
Die Ursache für das Versagen der hier untersuchten Struktur war sowohl bei den Proben mit Vollblech oben als auch mit Lochblech oben das Beulen der Deckschicht gefolgt von plastischer Verformung der einzelnen Segmente der Struktur, siehe Abb. 3.43. Das FE-Modell ist in der Lage dieses Verhalten abzubilden.



**Abbildung 3.42:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 3-Punktbiegung der Sandwichstruktur mit Vollblech oben unter einer Temperatur von 300 °C



(a) Experiment



(b) Simulation

**Abbildung 3.43:** Plastische Verformung der ebenen Sandwichstruktur Höhe 30 mm unter 3-Punktbiegung unter einer Temperatur von 300 °C

# Kapitel 4

## Untersuchung der Schweißverbindung

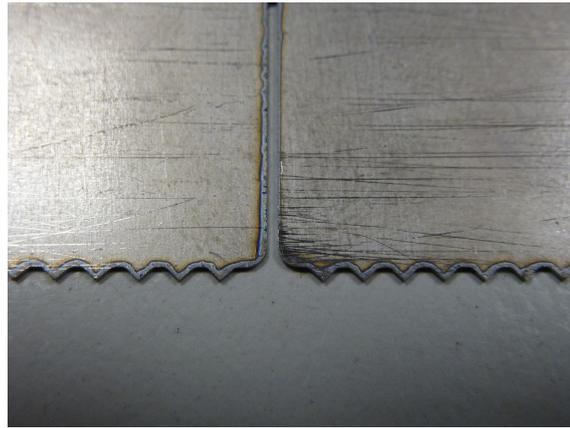
### 4.1 Fügen durch Schweißen

#### 4.1.1 Schweißprozesse

Eine Übersicht zu den unterschiedlichen Schweißprozessen kann man in [52] nachlesen. Demnach wird die für die hier betrachtete Sandwichstruktur verwendete Schweißverbindung mit dem Oberbegriff Pressschweißen klassifiziert. Die grundlegenden Vorgänge beim Pressschweißen sind:

- Reinigen der Werkstückoberflächen in der Schweißzone von Oxiden,
- Vereinigen der Fügeteile in der Schweißzone, indem die atomaren Strukturen der Werkstoffe in Kontakt miteinander gebracht werden.

Das Widerstandsschweißen bildet eine Untergruppe des Pressschweißprozesses und bezeichnet alle Schweißverfahren, bei dem eine Verbindung durch elektrischen Strom erfolgt. Danach kann noch unterschieden werden zwischen dem induktiven und dem induktiven Widerstandsschweißen. Bei der hier betrachteten Schweißverbindung der Sandwichstruktur handelt es sich um das konduktive Schweißverfahren, bei dem der Strom konduktiv über Elektroden zugefügt wird. Das Buckelschweißen ist eine Verfahrensvariante des Widerstandspunktschweißens und zeichnet sich durch vorgeformte Berührungsstellen (Buckel) aus. An den Stellen mit erhöhtem Widerstand (an den Buckeln) erwärmt der elektrische Strom das Material so stark, dass es an diesen Stellen schmilzt. Es entsteht eine Verbindung. Bei der hier untersuchten Struktur sind die Buckel durch ein Laserschneidverfahren in die Längs- und Quersstringer eingearbeitet, siehe Abb. 4.1. Dabei beträgt der Abstand zwischen zwei Buckeln 2 mm. Der Buckel hat eine Höhe von 0,7 mm.



**Abbildung 4.1:** Mit Laserschneidverfahren geschnittene Schweißbuckel für die Punktschweißverbindung der untersuchten zellularen Sandwichstruktur

Die Qualität des Schweißvorganges wird im Wesentlichen von der Schweißenergie (dem elektrischen Strom) und der Schweißkraft, was nichts anderes ist als die Presskraft, mit der das Bauteil zwischen den Elektroden positioniert wird, beeinflusst. Die benötigte Schweißenergie hängt dabei von der Anzahl der pro Schweißung zu verbindenden Punkte, der Höhe des Bauteils, den Blechdicken und den Werkstoffen ab. Die Schweißkraft wird durch die Knick- bzw. die Beulsteifigkeit des Bauteils beschränkt. Die Sicherung der Qualität der Schweißverbindung und die Gewährleistung der Vergleichbarkeit der Schweißverbindung unabhängig vom Aufbau der Struktur ist ein wesentlicher Punkt für die erfolgreiche Entwicklungsarbeit zur Gewährleistung aussagefähiger Strukturanalysen.

#### 4.1.2 Prüfen von Schweißverbindungen

Die Prüfung einer Schweißverbindung kann entweder mit der Zerstörung der Schweißverbindung einhergehen oder zerstörungsfrei bleiben. Ausführliche Informationen hierzu sind in [53] enthalten. Laut [54] kann im Allgemeinen eine Punktschweißverbindung mit den 4 Beanspruchungsarten Scherzug, Kopfzug, Schalen und Torsion belastet werden, wobei die Belastung auf Scherzug angestrebt werden soll. Für das Experiment kommen zumeist Proben mit einem einzelnen Schweißpunkt zum Einsatz (Einelementproben). Wie bereits beschrieben, hängt die Auswahl der Schweißparameter (Stromstärke und Presskraft) von der Geometrie der zu verschweißenden Bauteile und der Anzahl der Buckel ab. Somit würde die Herstellung einer Einelementprobe andere Schweißparameter erfordern, als die für die Herstellung dieser

Sandwichstrukturen erforderlichen. Die Vergleichbarkeit der Schweißverbindung der Einelementprobe zu der Schweißverbindung im Sandwich müsste erst nachgewiesen werden. Aus diesem Grund und aus der Tatsache heraus, dass bei dieser Untersuchung nicht die Schweißverbindung als solche sondern die Auswirkung der Schweißverbindung auf das mechanische Verhalten der Sandwichstruktur im Vordergrund steht, wurden die im Kapitel 4.2 beschriebenen Experimente zur Untersuchung der Schweißverbindung ausgewählt. Es handelt sich dabei um den Trommel-Schälversuch und den Scherzugversuch.

### 4.1.3 Schweißsimulation

Die Schweißsimulation kann laut [55] und [56] in 3 Bereiche aufgeteilt werden:

- Prozesssimulation,
- Werkstoffsimulation und
- Struktursimulation

Die Prozesssimulation betrachtet Aspekte wie Schmelzbadgeometrie, lokales Temperaturfeld, Prozesswirkungsgrad und Prozessstabilität. Bei der Prozesssimulation liegt eine direkte Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge zugrunde, als Eingabegrößen dienen reale Schweißparameter. Sehr interessant ist in diesem Zusammenhang die Dissertation von Vichniakov [57]. In dieser Arbeit wird ein FEM-Werkzeug (integriert in ANSYS) zur Simulation des Widerstandsbuckelschweißens ausgearbeitet. Dieses Werkzeug ist in der Lage, 5 Bereiche, wie die Geometrie, die Mechanik, die Dynamik, die Elektrik und die Thermik während der Schweißsimulation zu koppeln. Es berücksichtigt folgende Aspekte:

- Geometrische Abmessungen und Materialkennwerte der zu verbindenden Bleche,
- Geometrische Abmessungen des Buckels,
- Eigenschaften der Schweißanlage mit Angaben zum Zylinder und der Elektroden (Geometrie und Material),
- Mechanisch-dynamische Eigenschaften für die Widerstandsschweißmaschinen mit den Eingabegrößen wie Schweißkraft, Schweißstrom, Schweißzeit und
- Elektrisch-thermische Berechnung des Schweißvorganges



**Abbildung 4.2:** Vorgehensweise zur strukturelle-mechanischen Untersuchung einer Struktur mit Schweißverbindung

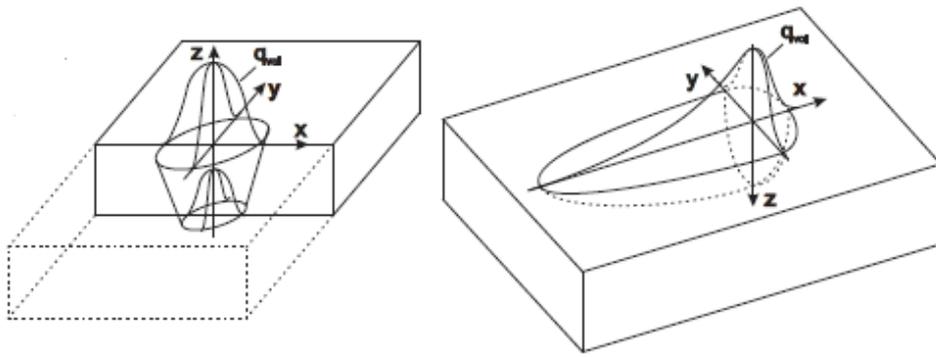
Dieses Tool kann neben der experimentellen Untersuchung der Schweißverbindung eine sinnvolle Erweiterung zur Optimierung und Qualitätssicherung der Schweißverbindung bei den hier untersuchten Sandwichstrukturen sein.

Die Werkstoffsimulation untersucht verschiedene metallurgische Besonderheiten, die während des Schweißprozesses auftreten. Sie umfasst Unterpunkte wie Gefügestand und Härte, Gefügeumwandlung und Rissneigung. Dies ist nicht mit der experimentellen Untersuchung des Materialverhaltens unter Temperatureinfluss zu verwechseln.

Für diese Arbeit ist der Bereich der Struktursimulation interessant. Die Abb. 4.2 zeigt eine mögliche Vorgehensweise bei der Schweißsimulation.

Als Erstes stellt sich die Frage nach einer geeigneten Abbildung der Wärmequelle. Laut [55] beschreiben diese Wärmequellen mit einer zeitlich konstanten Wärmestromdichte mit einer geometrischen Verteilung (abhängig vom Schweißverfahren) die in das Bauteil eingeleitete Wärmeenergie. Für das Schmelzschweißverfahren haben sich Gauß-normalverteilte Volumenwärmequellen und das mathematische Modell nach Goldak [58] etabliert (siehe Abb. 4.3). Dabei wird die Wärmestromdichte, der Wärmestrom pro Fläche, abgebildet. Der Wärmestrom beschreibt die Wärmeübertragungsvorgänge und ist definiert als die Wärme (Energie) pro Zeit.

Die Temperaturverteilung im Bauteil kann dann unter Berücksichtigung der thermophysikalischen Größen, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Dichte des Materials, mit den gängigen FE-Programmen ermittelt werden. Die Berechnung der Eigenspannungen und des Verzugs im Bauteil erfolgt unter Berücksichtigung



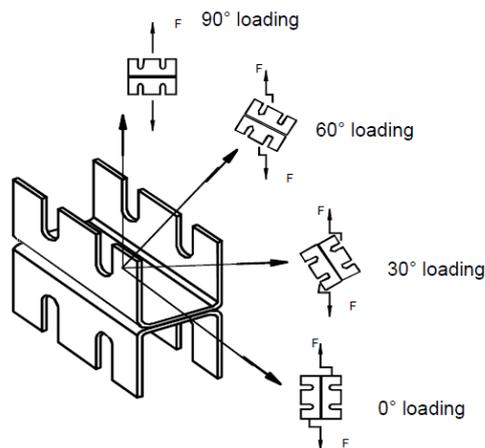
**Abbildung 4.3:** Volumenwärmequellen für numerische Schweißsimulation, links: Gauß-normalverteilte Volumenwärmequellen nach [55] und rechts: Goldak-Quelle nach [58]

der mechanischen Randbedingungen, sprich der Einspannung des Bauteils während des Schweißprozesses. Zur Berechnung des Verzugs werden die thermischen Ausdehnungen herangezogen. Hier sind die veränderten Werkstoffgrößen in der Schweißnaht oder dem Schweißpunkt und in der Wärmeeinflusszone zu berücksichtigen. Die Schweißspannungen und die Vorverformungen fließen dann in die Simulation des Bauteils zur Ermittlung der Steifigkeit und der Festigkeit der Struktur unter realen Belastungen ein. Ausführliche Untersuchungen zur Schweißsimulation sind neben den bereits erwähnten Quellen bei [59] und [60] zu finden.

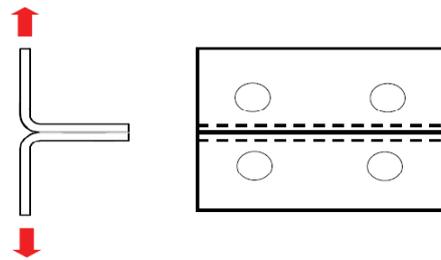
Ein weiterer Aspekt bei der Simulation der Schweißverbindung ist das Abbilden der Schweißnaht oder Schweißpunkte. Bei großflächigen Schweißnähten stellt sich diese Frage nicht unbedingt. Bei der Punktschweißverbindung an Realbauteilen mit mehreren Hunderten von Schweißpunkten ist es schwierig und nicht immer sinnvoll, die Schweißverbindung geometrietreu in das FE-Modell zu übernehmen. Eine ausführliche Untersuchung hierzu ist in [61] dargestellt. Es kann generell zwischen zwei Modellierungsmethoden unterschieden werden. Zum Einen ist hier die Detailmodellierung zu nennen. Dabei wird die Schweißnaht geometrietreu nachgebildet, die einzelnen Wärmeeinflusszonen mit geeigneten Materialmodellen werden berücksichtigt. Zum Zweiten ist es möglich, eine Ersatzmodellierung zu verwenden, wobei nur eine stark vereinfachte Abbildung des Schweißpunktes erreicht wird. Dabei verwendet man Balkenelemente, Federelemente oder Volumenelemente zur Abbildung eines Schweißpunktes.

Als Versagenskriterium dient nach [61] folgende Gleichung (Interaktionsformel):

$$f = \left(\frac{\sigma}{S_N}\right)^{n_N} + \left(\frac{\tau}{S_S}\right)^{n_S} < 1, \quad (4.1)$$



**Abbildung 4.4:** Kopfzug-Scherprobe nach [61]



**Abbildung 4.5:** Scherzugprobe nach [61]

wobei  $\sigma$  für die momentan wirkende Normalspannung,  $\tau$  für die Scherspannung,  $S_N$  und  $S_S$  für die kritische Normalspannung bzw. die kritische Scherspannung stehen und die beiden Exponenten Wichtungsfaktoren darstellen. Die Vorgehensweise ist im Allgemeinen folgende. Es werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, wobei man sich auf die Kopfzug-Scherversuch (siehe Abb. 4.4) konzentriert. Das Versagen eines einzelnen Schweißpunktes wird unter den unterschiedlichen Belastungsrichtungen untersucht. Die experimentellen Ergebnisse dienen der Kalibrierung und der Validierung des Modells. Das so ermittelte Versagenskriterium wird in das große FE-Modell übernommen. Die vorgestellte Formel kann erweitert werden, z.B. um den Anteil der Biegebelastung [62]. Dann sind weitere Tests, wie z.B. der Scherzugversuch, erforderlich (siehe Abb. 4.5).

Sowohl die Detailmodellierung als auch die Ersatzmodellierung der Schweißverbindung erfordern die Berücksichtigung der Schweißverbindung im Modell, sei es durch eine geometriegetreue Abbildung der Schweißpunktes oder durch ein Balken-

oder Volumenelement, welches zur Abbildung eines einzelnen Schweißpunkt dient. Diese Vorgehensweise bringt eine von der Geometrie des Schweißpunktes abhängige Netzgröße mit sich. Bei der untersuchten Struktur mit einem Schweißpunkt von maximal 0,4 mm Durchmesser ist eine Abbildung eines einzelnen Schweißpunktes auch mit einem Ersatzelement nicht mehr sinnvoll. Deshalb wird in dieser Arbeit die Schweißverbindung als eine verschmierte Verbindung untersucht. Dabei soll das bereits bestehende FE-Modell, bei dem die Schweißverbindung als Verbund berücksichtigt ist, durch ein Versagenskriterium erweitert werden. Somit stellt die Simulation des ursprünglichen Modells, das die untersuchte Struktur als eine ganze zusammenhängende Struktur darstellt, eine obere Schranke bei der Steifigkeit und der Festigkeit der Gesamtstruktur dar.

## 4.2 Experimentelle Untersuchung der Schweißverbindung

Zur Untersuchung der Schweißverbindung der vorliegenden metallischen Sandwichstruktur wurden zwei Versuche verwendet: Der Trommel-Schälversuch und der Scherzugversuch.

Alternativ zum Trommel-Schälversuch wurde der Zugversuch zur Bestimmung der Festigkeit der Schweißverbindung beim Abreißen einer Deckschicht diskutiert. In [63] werden vergleichende Prüfungen zwischen Zugversuch und Trommel-Schälversuch durchgeführt mit dem Ziel, ein geeignetes Verfahren zur Ermittlung der Verbundfestigkeit zu ermitteln. Demnach ist bei großen Kontaktflächen zwischen den beiden zu verbindenden Bauteilen der Trommel-Schälversuch zur Prüfung der Verbundfestigkeit zu empfehlen.

In dieser Arbeit werden zwei unterschiedliche Ausführungen der Schweißverbindung untersucht. Die experimentelle Untersuchung der zellularen Sandwichstruktur mit der ursprünglichen Schweißverbindung wurde im Kapitel 3 bereits vorgestellt. Aufgrund der dabei festgestellten relativ niedrigen Festigkeitswerte der Sandwichstruktur mit Druckbelastung im Lochblech, die auf das Versagen der Schweißverbindung zurückzuführen sind, wurden grundlegende Veränderungen des Schweißprozesses vorgenommen. Eine modifizierte Schweißverbindung zwischen dem Lochblech und dem Kern der Sandwichstruktur wurde vorgestellt. Die Ausführung der Schweißverbindung zwischen dem Vollblech und dem Kern der Sandwichstruktur wurde nicht verändert. Die ursprüngliche und die modifizierte Schweißverbindung werden

mit den beiden oben beschriebenen Experimenten zur qualitativen Bewertung der Schweißverbindung untersucht. Desweiteren dienen diese Versuche als Grundlage zur Absicherung der Simulation der Schweißverbindung mittels FEM.

### 4.2.1 Trommel-Schälversuch

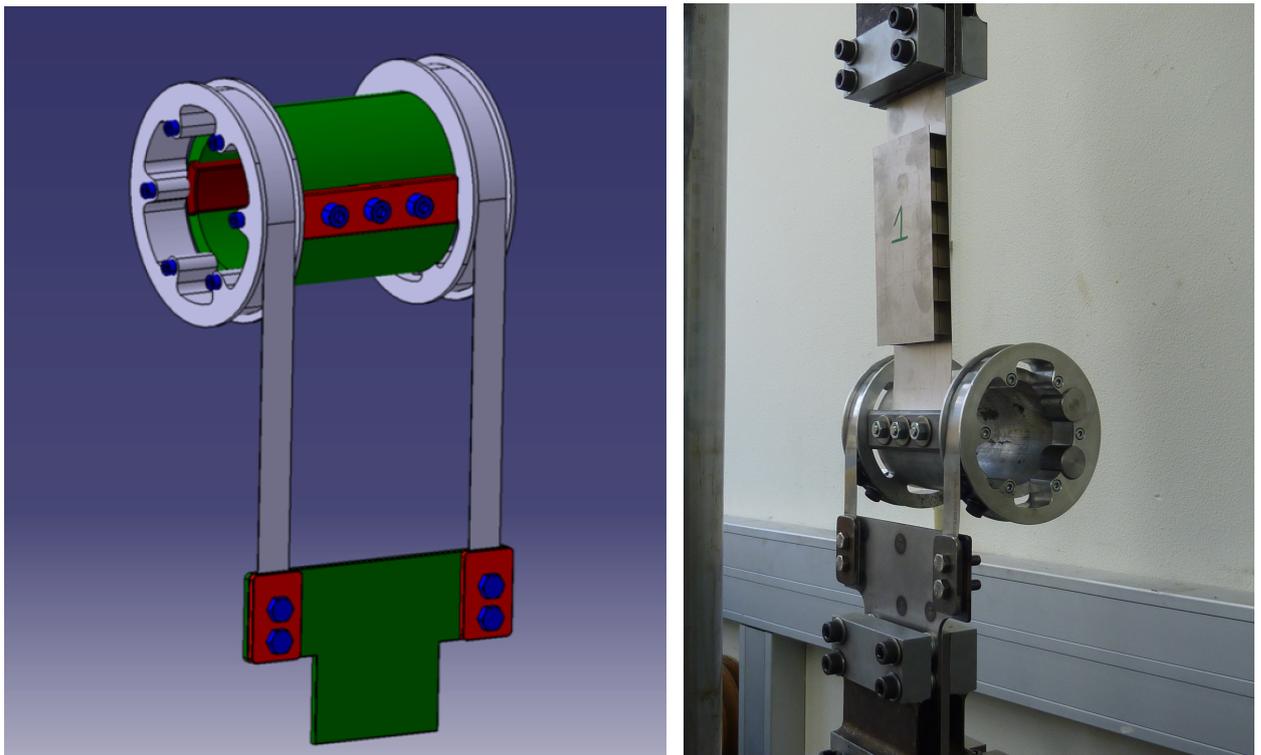
Die Prüfvorrichtung, die Abmessungen des Aufbaus und die Durchführung des Versuches wurden in Anlehnung an die Norm DIN 53295 [64] vorgenommen. Die dafür angefertigte Versuchsvorrichtung ist der Abb. 4.6 (a) zu entnehmen. Getestet wird an einer Hydropulsmaschine der Fa. Schenck. Die Probe wird mit einem freien Ende an der Trommel befestigt, das andere Ende ist in die obere Einspannklemme der Zugprüfmaschine eingespannt. Anschließend wird das Joch der Schälvorrichtung in die unteren Einspannbacken der Zugmaschine eingeklemmt (siehe Abb. 4.6 (b)). Nach dem Aufbringen einer Vorlast von 112 N zum Ausrichten der Schälvorrichtung erfolgt der Schälvorgang mit einer Geschwindigkeit von 25 mm/min. Die Proben weisen folgende Abmessungen: Breite = 80 mm, Länge = 160 mm, Höhe  $H = 15$  mm, Blechdicke = 0,4 mm und Dicke des Streckmetalls = 0,4 mm.

Die gemessenen Kraft-Weg-Kurven sind den Abb. 4.7 und 4.8 zu entnehmen. Die Kraft beim Abreißen eines Vollbleches auf Grund des Versagens der Schweißverbindung im Quersteg beträgt ca. 4000 N. Für das Lochblech mit der ursprünglichen Schweißverbindung fällt diese Kraft mit ca. 300 N wesentlich kleiner aus. In diesem Fall konnte eine enorme Verbesserung der Festigkeit der Schweißverbindung bei der modifizierten Schweißverbindung erreicht werden. Die maximale Kraft liegt damit bei ca. 1100 N. Dies entspricht einer Steigerung der ertragbaren Last um mehr als Faktor 3.

### 4.2.2 Scherzugversuch

Die Durchführung des Versuches wurde in Anlehnung an die Normen EN ISO 14273 [65] und DIN 29878 [66] gestaltet. Getestet wird an einer Hydropulsmaschine, Fa. Schenck (siehe Abb. 4.9). Die Proben weisen folgende Abmessungen auf: Breite = 80 mm, Länge = 160 mm, Höhe  $H = 15$  mm, Blechdicke = 0,4 mm und Dicke des Streckmetalls = 0,4 mm.

Die gemessenen Kraft-Weg-Kurven des Scherzugversuchs für das Lochblech mit der modifizierten Schweißverbindung sind der Abb. 4.10 zu entnehmen. So beträgt die Scherkraft für das Lochblech 8600 N (niedrigster Wert aus den 3 Prüfstrukturen). Die maximale Scherkraft für das Lochblech mit der ursprünglichen Schweißverbin-



(a) CATIA-Zeichnung

(b) Versuchsaufbau

Abbildung 4.6: Aufbau des Trommel-Schälversuchs

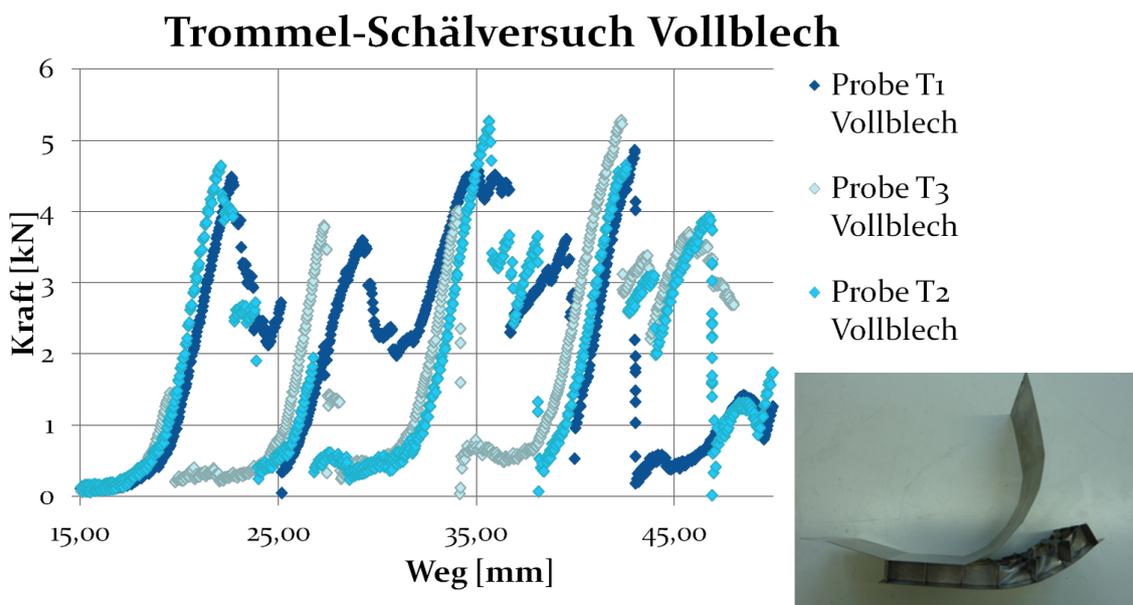
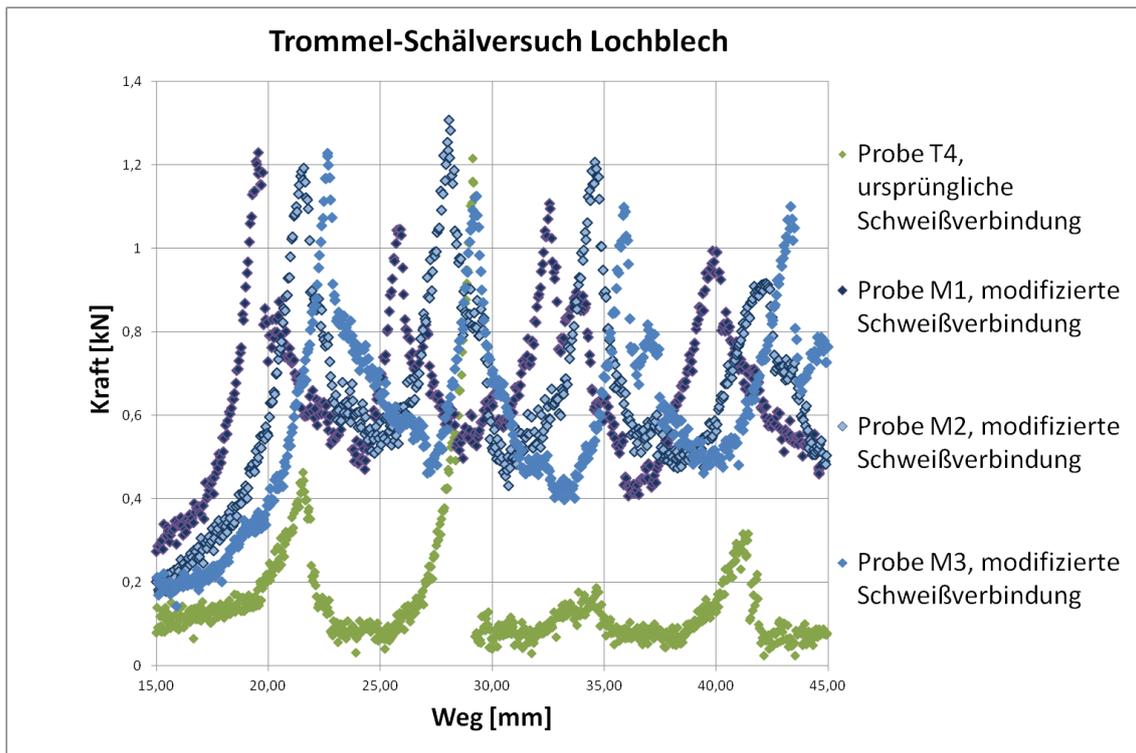


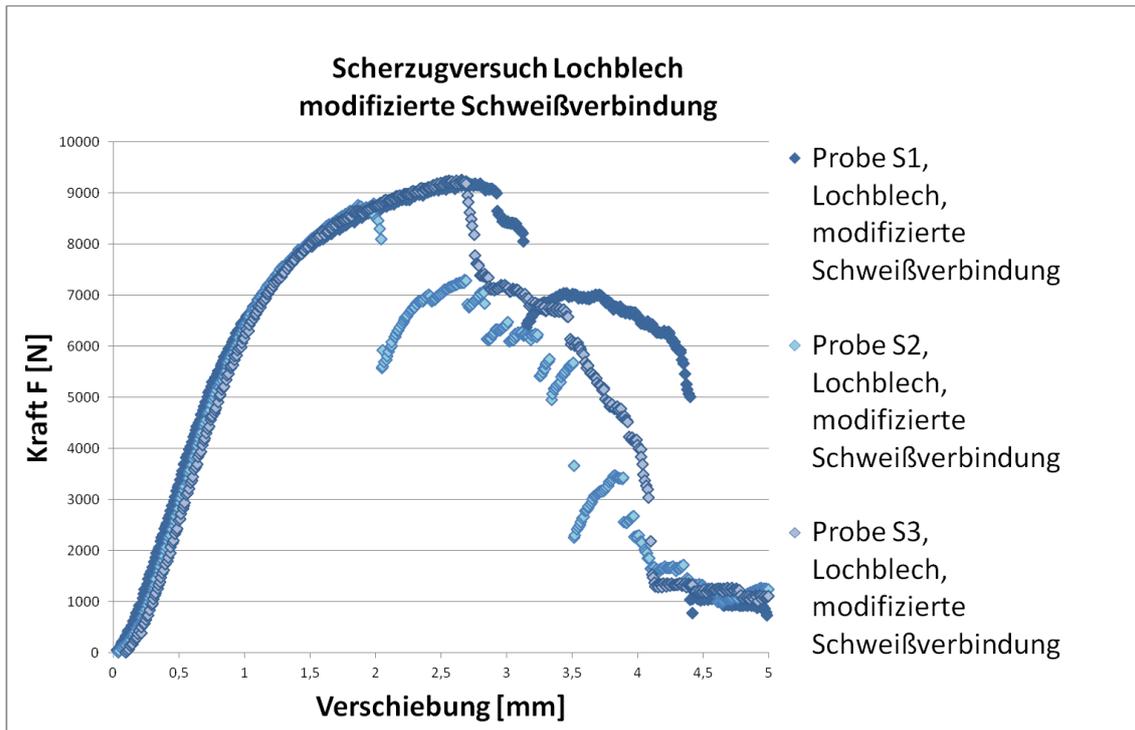
Abbildung 4.7: Kraft-Weg-Kurven des Trommel-Schälversuchs für das Vollblech



**Abbildung 4.8:** Kraft-Weg-Kurven des Trommel-Schälversuchs für das Lochblech (ursprüngliche und modifizierte Schweißverbindung)



**Abbildung 4.9:** Aufbau des Scherzugversuchs



**Abbildung 4.10:** Kraft-Weg-Kurven des Scherzugversuchs für das Lochblech mit der modifizierten Schweißverbindung

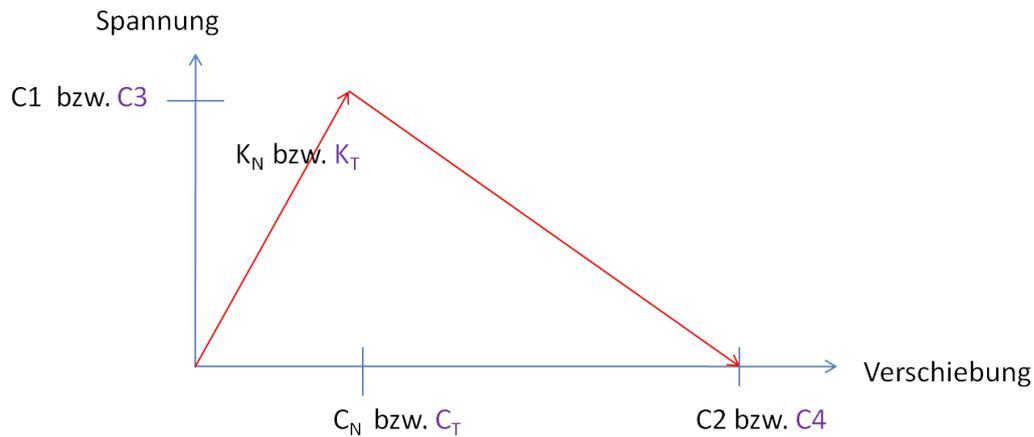
ung wurde zu 8000 N (niedrigste Werte aus den 3 Prüfstrukturen) gemessen. Auch der Scherversuch zeigte eine Verbesserung durch die Modifikation der Schweißverbindung um ca. 10 %. Die maximale Scherkraft für das Vollblech beträgt 12000 N (niedrigste Werte aus den 3 Prüfstrukturen).

Abschließend kann man festhalten, dass die vorgenommene Modifikation der Schweißverbindung eine sehr sinnvolle Maßnahme zur Verbesserung der Festigkeit der untersuchten Sandwichstruktur darstellt.

### 4.3 Simulation der Schweißverbindung

Das Ziel dieser FE-Untersuchung ist es, das mechanische Verhalten der Struktur unter der Berücksichtigung der Schweißverbindung mit einer hinnehmbaren Erhöhung der Rechenzeit und des Modellierungsaufwands abzubilden.

Ein Schweißpunkt der untersuchten Sandwichstruktur hat einen maximalen Radius von 0,2 mm. Die Abbildung jedes einzelnen Schweißpunktes würde den Modellierungsaufwand und die Simulationszeit enorm erhöhen. Die Idee zur Abbildung der Schweißverbindung besteht darin, die einzelnen Schweißpunkte zur einer Schweiß-



**Abbildung 4.11:** Funktionsweise Cohesive Zone Material Model [67]

naht zu verschmieren. Unter dieser Vereinfachung kann das zuvor aufgebaute FE-Modell mit einer durchgehenden Kontaktdefinition zur Abbildung der Schweißnaht verwendet werden.

Der Schwerpunkt der Simulation liegt in der Integration eines Versagenskriteriums für die Schweißverbindung als Erweiterung für das bereits entwickelte FE-Modell, hierfür wird das Cohesive Zone Material Model (CZM) [67] verwendet. Damit werden FE-Modelle zur Simulation des Trommel-Schälversuchs und Scherzugversuchs aufgebaut. Die für das Versagenskriterium benötigten Parameter werden anhand der Versuchsergebnisse kalibriert.

### 4.3.1 Versagensmodell allgemein

#### CZM-Funktion

Das CZM-Modell wird für das Versagen zwischen zwei Schichten verwendet. Die allgemeine Funktionsweise sei kurz erläutert: Ist die kritische Spannung im Kontakt zwischen den zwei Schichten erreicht, setzt das Fließverhalten ein. Ist die maximal zulässige Verschiebung erreicht, wird die Kontaktdefinition aufgehoben. Dann besteht keine Verbindung mehr zwischen den beiden Bauteilen (siehe Abb. 4.11). Kommen die beiden Kontaktpartner erneut in Kontakt miteinander, kann der Kontaktstatus nicht hergestellt werden.

Die Funktion CZM wird zu der Kontaktdefinition Verbund durch folgenden APDL-Befehl hinzugefügt:

```
TB,CZM,,,CBDD
TBDATA,,C1,C2,C3,C4,C5,C6.
```

Mit dem Befehl TB werden die Materialeigenschaften aktiviert. Mit dem Befehl CZM wird ein Materialmodell Cohesive Zone Material Model ausgesucht. CBDD steht für bilineares Materialverhalten mit einem linearen Fließen, charakterisiert durch die maximale Verschiebung. Alternativ gibt es den Befehl CBDE. Damit wird das Versagen eines Kontaktes durch die kritische Energie festgelegt. Bei allen weiteren Untersuchungen wird die Funktion CBDD verwendet. Mit dem Befehl TBDDATA werden die Materialeigenschaften festgelegt. Die Funktion CZM bietet 6 Parameter, C1 bis C6, zur Beschreibung des Versagens eines Kontakts an:

- C1 definiert die Normalspannung im Kontakt. C2 definiert den Spalt beim Kontaktversagen bzw. der Kontakttrennung. Die Abb. 4.11 verdeutlicht diesen Zusammenhang.
- C3 steht für die maximale Scherspannung. C4 ist die maximale Verschiebung nach der Kontakttrennung.
- C5 ist der Dämpfungskoeffizient.
- C6 ist die Aktivierung zur Berücksichtigung des tangentialen Schlupfes unter Druckspannung.

Zusätzlich hat man die Möglichkeit, die Steifigkeit  $K_N$  bzw.  $K_T$  im Kontakt zu beeinflussen. Die Kontaktsteifigkeiten sind definiert durch:

$$K_N = \frac{C_1}{C_N} \quad (4.2)$$

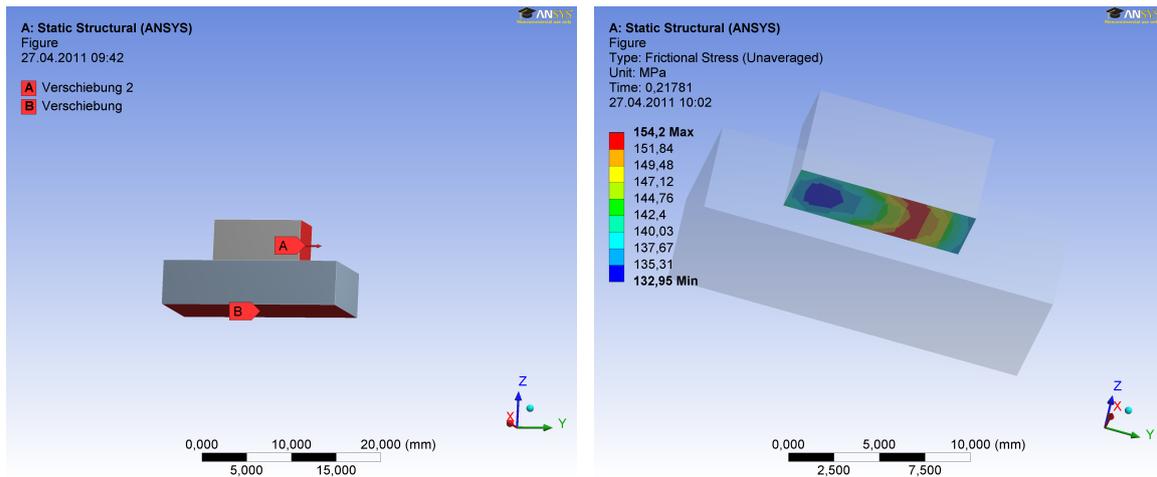
bzw.

$$K_T = \frac{C_3}{C_T}. \quad (4.3)$$

### Verwendung des Befehls CZM

Die Funktionsweise des CZM-Befehls wurde zuerst an mehreren kleinen Testmodellen verifiziert. Gezeigt wird hier eines der Modelle zur Verifikation des CZM-Befehls, wobei dieses Modell auf das Versagen einer Verbindung auf Grund der Schubbelastung eingeht. Die Abb.4.12 (a) zeigt das aufgebaute FE-Modell. Der untere Klotz wird festgehalten (Randbedingung B), der obere wird verschoben (Randbedingung A).

Die maximal zulässige Spannung (C3) wurde zu 155 MPa definiert. Die maximal zulässige Verschiebung (C4) beträgt 0,1 mm. Es wurde eine maximale Spannung von 154 MPa in der Kontaktschicht erreicht, wie die Abb. 4.12(b) zeigt. Die Abb. 4.13



(a) Aufbau des FE-Testmodells

(b) Schubspannungsverlauf im Kontakt

**Abbildung 4.12:** FE-Testmodell zur Verifikation des CZM-Befehls

zeigt den Verlauf der Schubspannung in der Kontaktschicht aufgetragen über die Verschiebung. Man erkennt, dass nachdem die maximal zulässige Verschiebung von 0,1 mm erreicht wurde, keine Reibspannung mehr in dem Kontakt übertragen wird. Es findet ein Wechsel im Kontaktstatus statt, ausgehend von einem verbundenen Kontakt über gleitend bis hin zu einem offenen Kontaktstatus.

Bei einer kombinierten Beanspruchung von Normalspannung und Schubspannung in der Kontaktschicht tritt das Versagen eines Kontaktes nach der folgenden Beziehung ein:

$$\frac{G_n}{G_{nc}} + \frac{G_t}{G_{tc}} = 1. \quad (4.4)$$

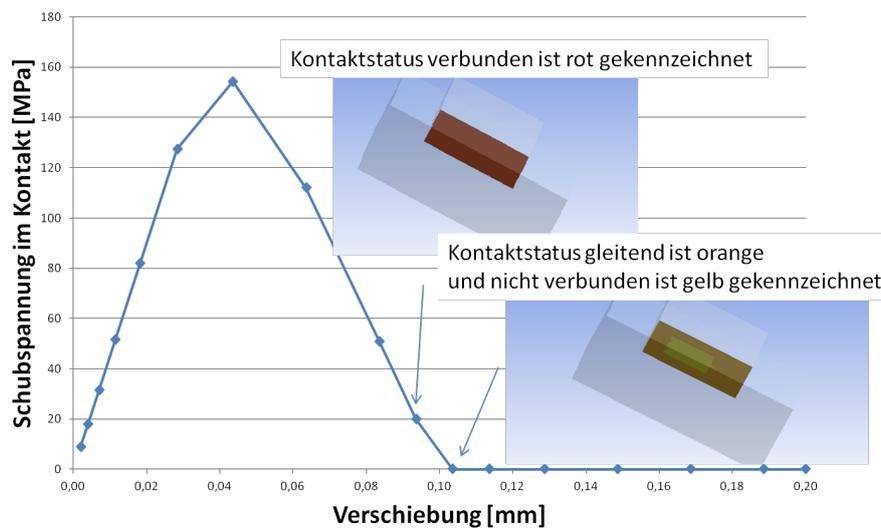
Dabei beschreibt der Ausdruck  $G_{nc}$  und  $G_{tc}$  die Fläche unterhalb der Spannungs-Verschiebungskurve (siehe Abb. 4.11) und berechnet sich wie folgt:

$$G_{nc} = \frac{1}{2} C1 C2. \quad (4.5)$$

Für den Zusammenhang zwischen der Normalspannung und der Verschiebung in der Verbindung wird entsprechend berechnet:

$$G_n = \int P d(u_N), \quad (4.6)$$

wobei  $P$  die momentan wirkende Normalspannung ist und  $u_N$  die Verschiebung senkrecht zu der Verbindung ist. Entsprechendes gilt für die Scherbeanspruchung.



**Abbildung 4.13:** Schubspannung im Kontakt aufgetragen über die Verschiebung mit Statuswechsel

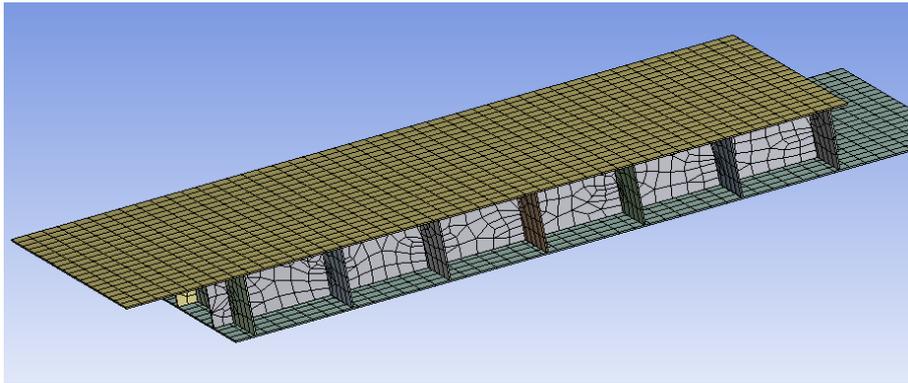
### Erkenntnisse

Bei der Verwendung des CZM-Befehls im Kontakt aus zwei Schalen (z.B. SHELL 181) hat sich herausgestellt, dass das Programm unzureichende, teilweise nicht plausible Ergebnisse liefert. Bei Volumenelementen und Kontinuumschalenelementen SOLSH190 [68] wurde diese Problematik nicht festgestellt. Im Hinblick auf die Anwendbarkeit des CZM-Befehls zur Simulation der untersuchten Sandwichstruktur wird der Elementtyp Kontinuumschalenelemente verwendet.

Das Versagen einer Verbindung wird begleitet von Konvergenzschwierigkeiten im Newton-Raphson-Verfahren. Die künstliche Dämpfung C5 wird eingeführt, um die numerische Simulation zu stabilisieren. Laut ANSYS [69] sollte der Wert für die Dämpfung kleiner als der minimale Zeitschritt sein. Für die untersuchten kleinen Testmodelle wurde festgestellt, dass bei Einhaltung des Wertes 0,1 multipliziert mit dem minimalen Zeitschritt die Simulation gut konvergiert. Dabei sind kleinere Abweichungen der Ergebnisse (z.B. der tatsächlich im Kontakt erreichten Schubspannungen zu der zuvor definierten maximalen Spannung) feststellbar.

Empfehlenswert ist eine höhere Dämpfung. Es stellt sich in Modellrechnungen heraus, dass ab einem Wert von 0,01 keine wesentliche Verbesserung im Hinblick auf die Ergebnisse erzielt wird. Eine kleinere Dämpfung verursacht höhere Rechenzeit und birgt eine höhere Gefahr der Konvergenzproblematik.

Steht der Wert für C6 auf 0, besteht bei einer Druckbelastung im Kontakt keine Möglichkeit zum seitlichen Ausweichen des Materials. Die Standardeinstellung ist



**Abbildung 4.14:** FE-Modell zur Simulation des Scherzugversuchs

1, diese soll nach [67] beibehalten werden.

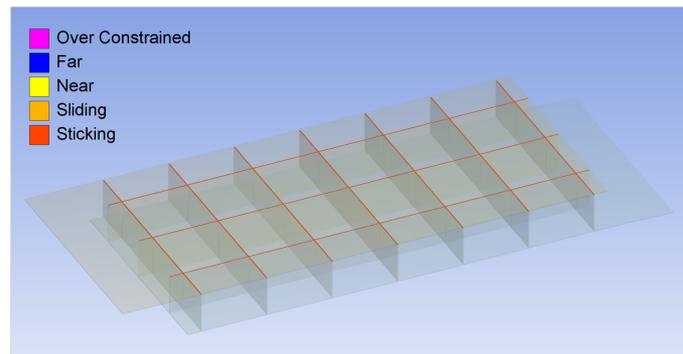
Im Anschluss an diese Vorarbeiten wurden die FE-Modelle zur Simulation des Trommel-Schälversuchs und des Scherzugversuchs aufgebaut. Ausgewertet werden die maximalen Kräfte beim Abreißen des ersten Quersteiges. Die für die Definition des Versagenskriteriums benötigte Parameter, wie die Normalspannung, die Schubspannung und die maximal zulässigen Verschiebungen, werden anhand der oben beschriebenen experimentellen Ergebnisse kalibriert.

### 4.3.2 Simulation des Scherzugversuchs

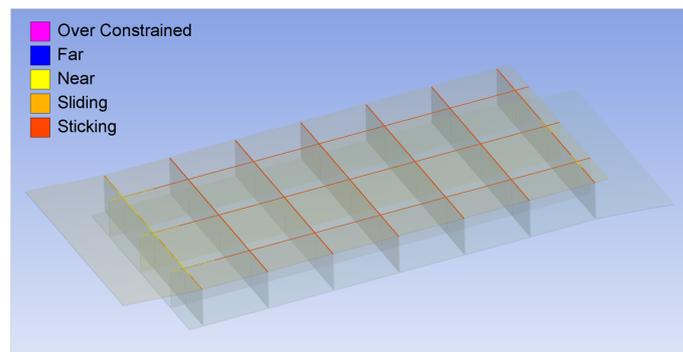
Die Abb. 4.14 zeigt das FE-Modell zur Simulation des Scherzugversuchs. Ein typischer Ablauf des Versagens der Schweißverbindung kann der Abb. 4.15 entnommen werden. Das Versagen der Schweißverbindung findet als Erstes in den Längsstege statt. Der Kontaktstatus wechselt von verbunden (rot dargestellt) zu gleitend (orange dargestellt) und zeigt schließlich einen nicht verbundenen Kontaktstatus auf (gelb dargestellt). Nach dem Versagen der Schweißverbindung in den ersten Abschnitten der Längsbleche reißt das äußere Querblech ab, das Abreißen setzt sich fort und erreicht schließlich das zweite Querblech.

Folgende Problematik ergibt sich bei der Verwendung des CZM-Befehls bei komplexen FE-Modellen: Zum Einen ist ein niedriger Dämpfungswert  $C5$  für die Einhaltung der zuvor definierten Parameter (maximale Normal- und Schubspannung) zwingend erforderlich, zum Anderen führt ein niedriger Dämpfungswert zur Konvergenzproblematik.

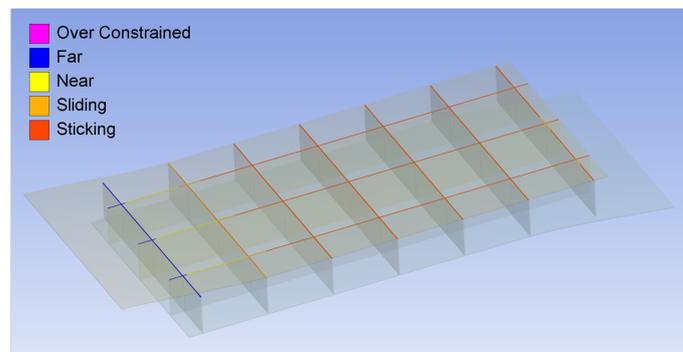
An dem hier aufgebauten FE-Modell soll untersucht werden, wie groß der Einfluss des realisierbaren Dämpfungsfaktors im Hinblick auf die auszuwertenden Größen, z. B. die maximale Zugkraft beim Versagen der Schweißverbindung in einem Quer-



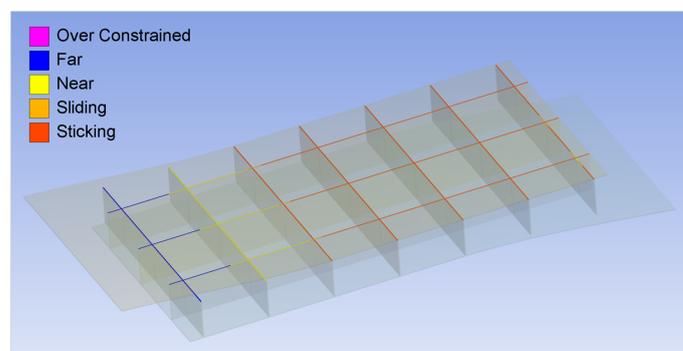
(a) Ausgangszustand: Kontaktstatus verbunden



(b) Verbindung versagt als Erstes in den Längsstegen, danach im ersten Querblech

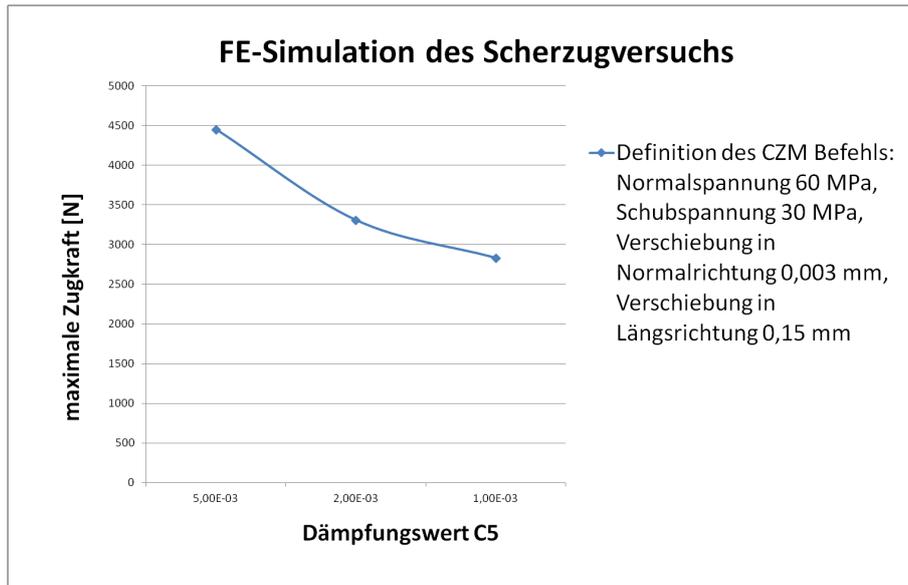


(c) Das Versagen der Verbindung setzt sich fort



(d) Die Verbindung versagt im zweiten Querblech

**Abbildung 4.15:** Versagen der Schweißverbindung der Sandwichstruktur unter Scherung



**Abbildung 4.16:** Abhängigkeit der maximalen Zugkraft von dem gewählten Dämpfungsfaktor am Beispiel des FE-Modells zur Simulation des Scherzugversuchs

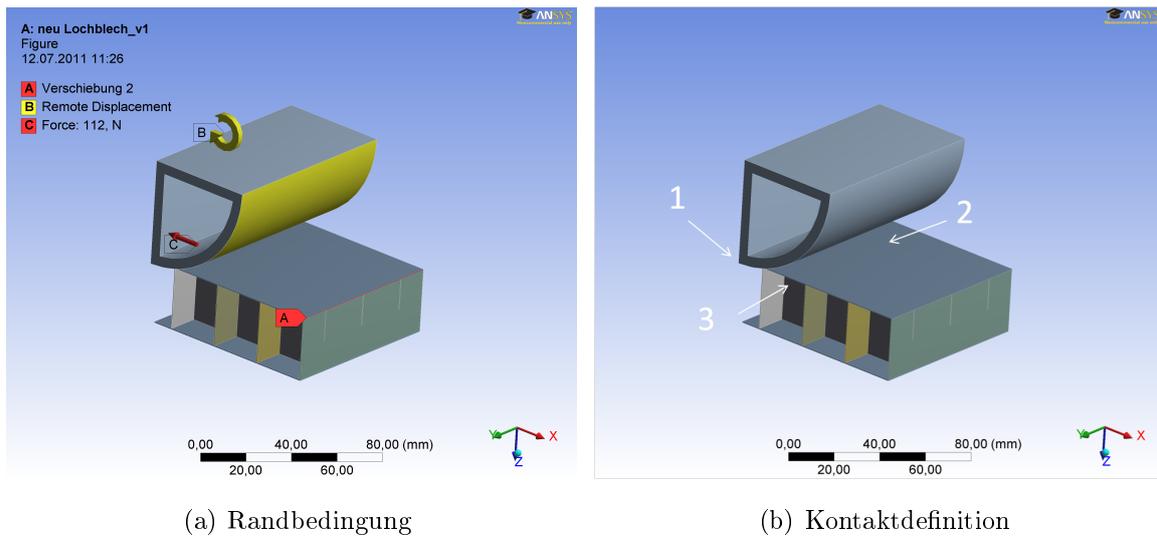
steg, ist. Die Abb. 4.16 zeigt eine starke Abhängigkeit der maximalen Zugkraft vom Dämpfungswert. Bei diesem FE-Modell konnte auf Grund der Konvergenzproblematik nur ein C5-Wert von 0,01 realisiert werden. Somit konnte die Empfehlung von ANSYS zur Verwendung eines C5-Wertes unterhalb des minimalen Zeitschrittes nicht eingehalten werden.

### 4.3.3 Simulation des Trommel-Schälversuchs

Die Abb. 4.17 (a) zeigt das aufgebaute FE-Modell zur Simulation des Trommel-Schälversuchs mit den Randbedingungen. Es ist ein Drittel des Prüfkörpers abgebildet. Die Trommel wurde als ein Viertelmodell in die Simulation übernommen und als starr definiert. Die Randbedingungen sind in Anlehnung an den Versuch festgelegt. Die Einspannung der Probe erfolgt an der Linie (Randbedingung A). Dies entspricht im Versuch der Einspannung in den Klemmbacken. Zusätzlich ist eine Vorlast mit 112 N aufgebracht (Randbedingung C). Das ist die Kraft, die zur Ausrichtung des Versuchsaufbaus benötigt wird. Die Rotation der Trommel erfolgt um  $25^\circ$  (Randbedingung B). Auch hier konnte nur ein C5-Wert von 0,01 in der Simulation umgesetzt werden.

Weitere Kontaktdefinitionen wurden wie folgt festgelegt (siehe Abb. 4.17 (b)):

1. Der Kontakt zwischen der Kante des abzuschälendes Bleches und der Trommel



**Abbildung 4.17:** FE-Modell zur Simulation des Trommel-Schälversuchs

ist als Verbund definiert,

2. Der Kontakt zwischen der abrollenden Fläche der Trommel und dem Blech ist reibungsfrei und
3. Der Kontakt zwischen den Stegen und den Deckblechen ist Verbund mit einem definierten Versagenskriterium für die Schweißverbindung (CZM-Befehl).

#### 4.3.4 Variation der Parameter für die Schweißverbindung

Die vier Parameter Normal- und Schubspannung sowie die entsprechenden Verschiebungen werden variiert, um die experimentell ermittelten Maximalkräfte bei der Simulation des Trommel-Schälversuchs und des Scherzugversuchs möglichst genau abbilden zu können. Als Kriterium zur Beurteilung der Güte der FE-Simulation wurde die Quadratsumme der Differenzen der Maximalkräfte aus den Experimenten und den Simulationen gewählt.

#### Methode der kleinsten Quadrate nach Gauß

Die Methode der kleinsten Quadrate von Gauß [70] wird nun im Allgemeinen vorgestellt und im Nachfolgenden auf den hier untersuchten Fall angewendet.

Es liegen mehrere experimentell ermittelte Datensätze vor. Die Ausgleichskurve wird so gelegt, dass die Summe des quadratischen Fehlers (absoluter Fehler)

zwischen dem experimentellen Wert und dem Wert der Modellkurve minimal ist. Mathematisch kann man diesen Zusammenhang laut [71] so beschreiben:

$$\min_{\vec{a}} \sum_{i=1}^n (f(x_i, \vec{a}) - y_i)^2, \quad (4.7)$$

wobei  $n$  die Anzahl der verwendeten Stützstellen ist,  $y_i$  die experimentellen Werte,  $f_i$  die Werte der Modellkurve und  $\vec{a}$  mit  $\vec{a} = (a_1, a_2, \dots, a_m)$  Konstanten zur Definition der Ausgleichskurve. Es sollen dann diejenigen  $a_i$  ausgewählt werden, bei denen die Summe der Fehlerquadrate minimal ist. Analytisch löst man Minimierungsprobleme über einen Extremwertansatz.

Für jeden Versuchstyp (Trommel-Schälversuch TSV und Scherzugversuch SZV) liegen die maximal auftretenden Kräfte  $F_{\text{Versuch}_i}$  für 3 Probekörper vor. Die Simulation liefert für einen untersuchten Parameterset die maximale Kraft  $F_{\text{FEM}}$ . Es wird der quadratische Fehler aus dem Wert aus der Simulation und den 3 Werten aus dem jeweiligen Experiment berechnet. Gesucht ist der Parameterset für die Simulation der Schweißverbindung mit dem minimalen Wert für  $z$ .

$$z = \sum_i^3 (F_{\text{FEM}} - F_{\text{Versuch}_i})^2_{\text{TSV}} + \sum_i^3 (F_{\text{FEM}} - F_{\text{Versuch}_i})^2_{\text{SZV}}. \quad (4.8)$$

In diesem Fall wird also der Fehler zwischen der maximalen Kraft aus zwei unterschiedlichen Simulationen und experimentellen Untersuchungen (Trommel-Schälversuch und Scherzugversuch) gebildet und addiert. Dies hat zum Nachteil, dass auf Grund der größeren Absolutwerte des Scherzugversuchs auch der absolute Fehler größer ausfällt als der Fehler für den Trommel-Schälversuch. Um eine Gewichtung eines der Versuche zu vermeiden, wird der normierte Fehler gebildet:

$$z = \sum_i^3 ((F_{\text{FEM}} - F_{\text{Versuch}_i}) / F_{\text{Versuch}_i})^2_{\text{TSV}} + \sum_i^3 ((F_{\text{FEM}} - F_{\text{Versuch}_i}) / F_{\text{Versuch}_i})^2_{\text{SZV}}. \quad (4.9)$$

### Variation der Parameter zur Definition des Versagenskriteriums für die Schweißverbindung

Es wurden mehr als 200 Variationen der Parameter durchgeführt. Die überwiegende Anzahl der Parametersets konnte auf Grund der Konvergenzproblematik, die letztlich zum Abbruch der Simulation führten, ausgeschlossen werden. Bei der Variation der Parameter hat sich für die maximale Schubspannung C3 ein Wert von 30 MPa

**Tabelle 4.1:** Zusammenstellung der maximalen Kraft beim Versagen der Schweißverbindung bei den Simulationen und den Experimenten

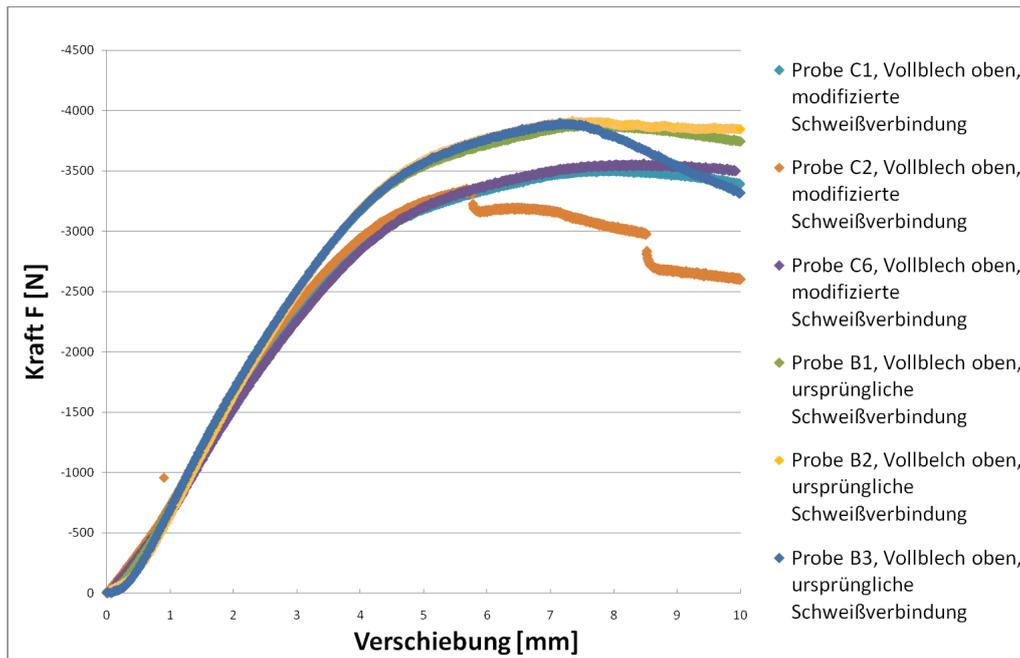
Probe $i$	$F_{\text{Versuch}_{\text{TSV}}} \text{ [N]}$	$F_{\text{Versuch}_{\text{SZV}}} \text{ [N]}$
Probe 1	1127	9172
Probe 2	1222	8660
Probe 3	1141	9209
	$F_{\text{FEM}_{\text{TSV}}} \text{ [N]}$	$F_{\text{FEM}_{\text{SZV}}} \text{ [N]}$
ausgewählter Parameterset	1291	4528

**Tabelle 4.2:** Ausgewählter Parameterset zur Simulation des Versagens der Schweißverbindung

	C1[MPa]	C2 [mm]	C3[MPa]	C4 [mm]
ausgewählter Parameterset	150	0,01	30	0,3

und für die maximale Verschiebung in Längsrichtung C4 von 0,3 mm zur Gewährleistung der Konvergenz bewährt. Der Parameter C1 wurde in einem Bereich von 60 und 210 MPa variiert und C2 zwischen 0,01 und 0,4 mm.

Die Tabelle 4.1 zeigt die maximalen Kräfte bei der Simulation für den ausgewählten Parameterset im Vergleich zu den Experimenten. Mit diesem Parameterset konnte der kleinste Wert für den relativen Fehler  $z$  realisiert werden. Die einzelnen Parameter können der Tabelle 4.2 entnommen werden. Dieser Parameterset wird auch für die weiterführende Untersuchung der Schweißverbindung der Sandwichstruktur unter 4-Punktbiegung verwendet. Bemerkung: Die maximale Kraft aus der Simulation des Scherzugversuchs zeigt große Abweichungen im Vergleich zu den Experimenten. Bei der Variation der Parameterset konnten durchaus höhere Kräfte bei der Simulation des Scherzugversuchs erreicht werden. Aufgrund der gleichzeitigen Erhöhung der maximalen Kraft bei der Simulation des Trommel-Schälversuchs konnte kein kleineres relatives Fehlerquadrat  $z$  erzielt werden.



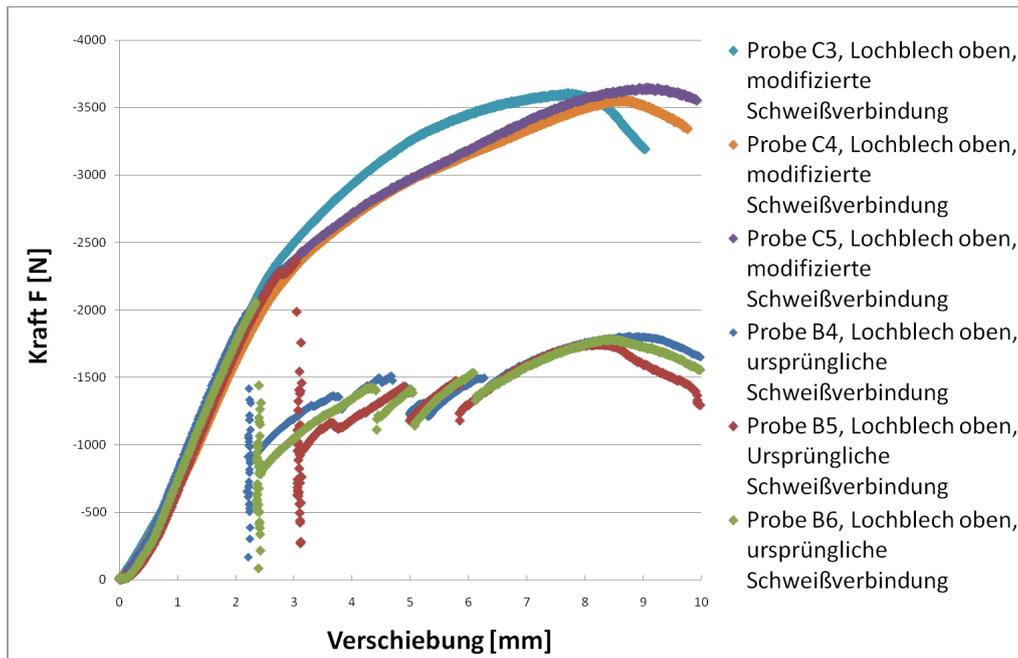
**Abbildung 4.18:** Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Vollblech oben

## 4.4 Modifizierte Schweißverbindung unter 4-Punktbiegung

### 4.4.1 Experimentelle Untersuchung der modifizierten Schweißverbindung einer ebenen Sandwichstruktur unter 4-Punktbiegung

Nach einer Modifikation der Schweißverbindung wird die Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm zusätzlich noch unter 4-Punktbiegung experimentell untersucht. Die Ergebnisse der 4-Punktbiegung der Struktur mit der modifizierten Ausführung der Schweißverbindung sind den Abb. 4.18 und 4.19 zu entnehmen. Die Ergebnisse der entsprechenden Versuche mit der ursprünglichen Schweißverbindung sind in den Abbildungen zum Vergleich dargestellt.

Der Verlauf der Kraft-Weg-Kurven für die getesteten Sandwichstrukturen mit dem Lochblech oben zeigt eine große Verbesserung der Festigkeit der modifizierten Schweißverbindung im Vergleich zu der ursprünglichen Schweißverbindung. Die Maximalkraft der Struktur mit Lochblech oben erreicht bei der modifizierten Schweißverbindung mit ca. 3600 N annähernd den Wert für den Fall Vollblech oben (ca. 3550 N). Auch die Proben lassen nun ein deutlich ausgeprägtes Schachbrettbeul-



**Abbildung 4.19:** Kraft-Weg-Kurven der 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Lochblech oben

muster erkennen (siehe Abb. 4.20). Ein großflächiges Versagen und das Abreißen der Schweißverbindung findet mit der modifizierten Schweißverbindung nicht mehr statt. Somit ist die Modifizierung der Schweißverbindung eine sinnvolle und erfolgreiche Maßnahme zur Verbesserung der Festigkeit der zellularen Sandwichstruktur. Bei der modifizierten Schweißverbindung konnte das effektive Flächenträgheitsmoment bei den Proben mit einer Höhe von 15 mm zu  $2942 \text{ mm}^4$  und eine effektive Schubfläche zu  $3,5 \text{ mm}^2$  berechnet werden (siehe Tabelle 4.3).



(a) Vollblech oben

(b) Lochblech oben

**Abbildung 4.20:** Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe vor 15 mm nach einer 4-Punktbiegung, Experiment, modifizierte Schweißverbindung

**Tabelle 4.3:** Zusammenstellung des effektiven Flächenträgheitsmoments und der Schubfläche für die ebene Struktur mit einer Höhe von 15 mm

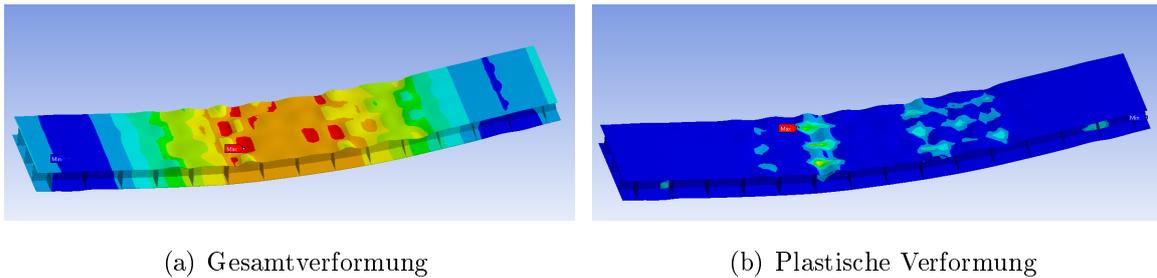
	$I_{eff}$	$A_{eff}$
Analytisch	2956 mm <sup>4</sup>	11,7 mm <sup>2</sup>
Experiment, ursprüngliche Schweißverbindung	2777 mm <sup>4</sup>	5,8 mm <sup>2</sup>
Experiment, modifizierte Schweißverbindung	2942 mm <sup>4</sup>	3,5 mm <sup>2</sup>

#### 4.4.2 FE-Simulation der ebenen Sandwichstruktur unter 4-Punktbiegung ohne Berücksichtigung des Versagensmodells für die Schweißverbindung

Mit den Erkenntnissen aus den vorangegangenen FE-Modellen wird nun ein FE-Modell zur Simulation der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm aufgebaut. Es handelt sich um ein Vollmodell ohne Abbildung der Lager. Verwendet wurden SOLSH190 Elemente. Untersucht wurde das FE-Modell mit und ohne das Versagenskriterium für die Schweißverbindung.

Als Erstes werden die Ergebnisse der Simulation ohne das Versagenskriterium für die Schweißverbindung präsentiert. Untersucht wurden zwei Variationen dieses FE-Modells: Ein Modell, bei dem der Kontakt zwischen Quer- und Längsblechen nicht definiert wird und ein FE-Modell mit Kontaktdefinition Verbund. Somit stellen diese FE-Modelle die untere und die obere Grenze bei der Abbildung der Steifigkeit und der Festigkeit dar. Das reale Verhalten der Struktur mit lokalem Schließen und Öffnen der Spalte wird sich zwischen den beiden Varianten befinden. Die Abb. 4.22 zeigt die simulierten und die experimentell ermittelten Kraft-Weg-Kurven (grüne und graue Kurve für die Simulation).

Das FE-Modell (Lochblech oben) mit der Kontaktdefinition Verbund besitzt eine Steifigkeit von 1084 N/mm, was eine Erhöhung gegenüber dem Modell ohne Definition der Kontakte im Kern von 6% bedeutet. Der experimentelle Wert liegt im Vergleich dazu bei 954 N/mm. Das FE-Modell mit der Kontaktdefinition Verbund erreicht eine maximale Kraft von 3824 N und liegt somit 19 % über dem Wert ohne eine definierte Kontaktbedingung zwischen Quer- und Längsblechen. Das bei den Experimenten beobachtete Schachbrettbeulen mit anschließender Plastifizierung wird vom FE-Modell abgebildet (siehe Abb. 4.21).

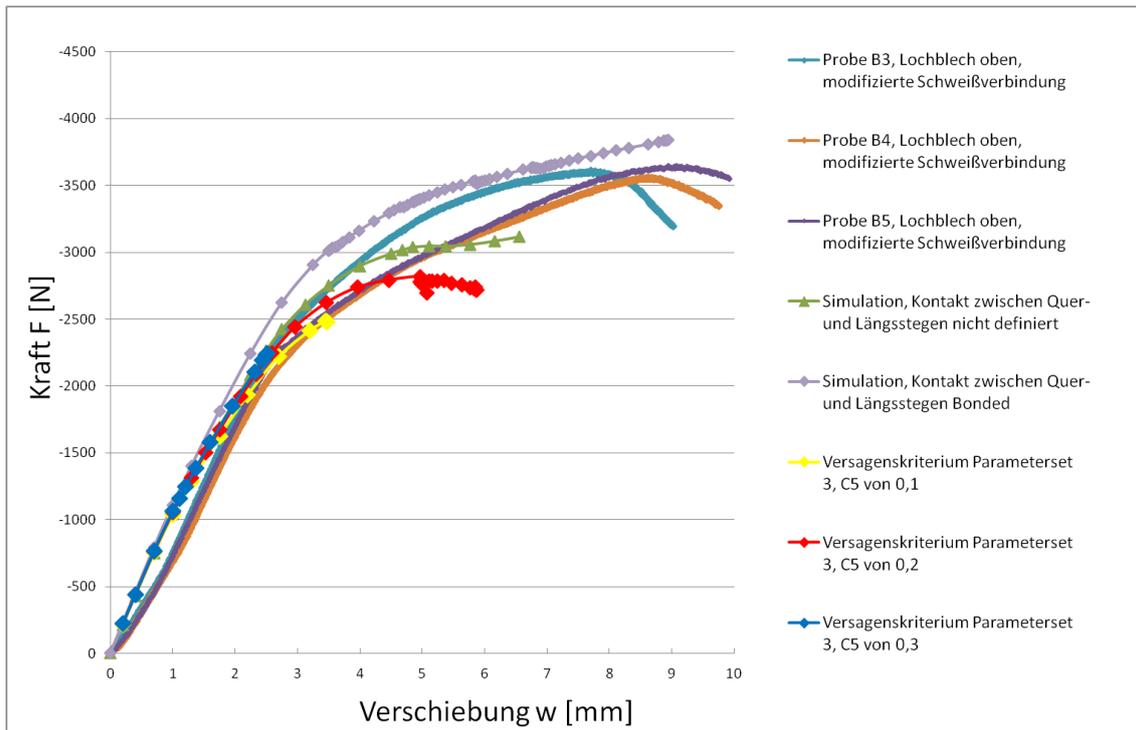


**Abbildung 4.21:** Ebene Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm nach einer 4-Punktbiegung, Simulation

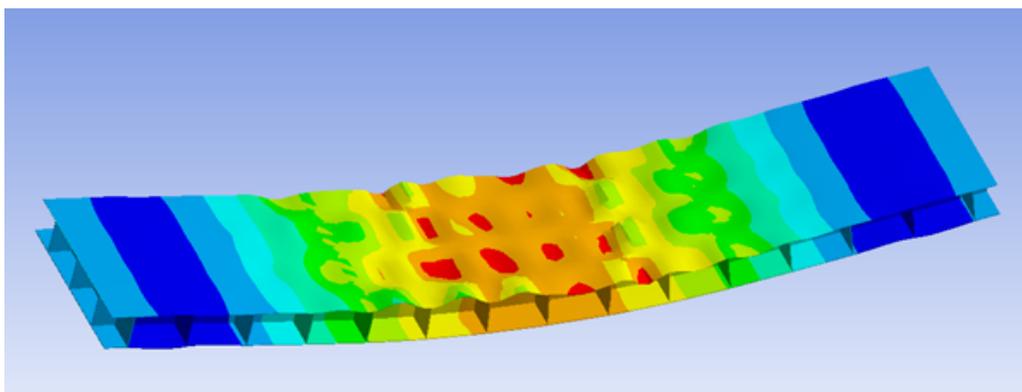
#### 4.4.3 FE-Simulation der ebenen Sandwichstruktur unter 4-Punktbiegung mit Berücksichtigung des Versagensmodells für die Schweißverbindung

Als nächstes wird das FE-Modell mit dem Versagenskriterium für die Schweißverbindung erweitert. Hierfür wird die Kontaktdefinition zwischen den Deckschichten und dem Kern mit dem CZM-Befehl abgebildet. Die Abb. 4.22 zeigt die resultierenden Kraft-Weg-Kurven aus der Simulation. Bei dieser Untersuchung konnte nur ein Dämpfungsfaktor  $C5$  von 0,2 und höher umgesetzt werden. Niedrigere Werte führen zu Konvergenzproblemen und schließlich zum Abbruch der Simulation (siehe gelbe Kurve). Auf Grund des sehr niedrigen Dämpfungsfaktors  $C5$  sind hohe Unsicherheiten bei der Einhaltung der zulässigen Spannungen in der Kontaktdefinition zu erwarten. Dies hat zu Folge, dass die hier im FE-Modell ermittelte Maximalkraft ebenfalls mit großer Unsicherheit behaftet ist.

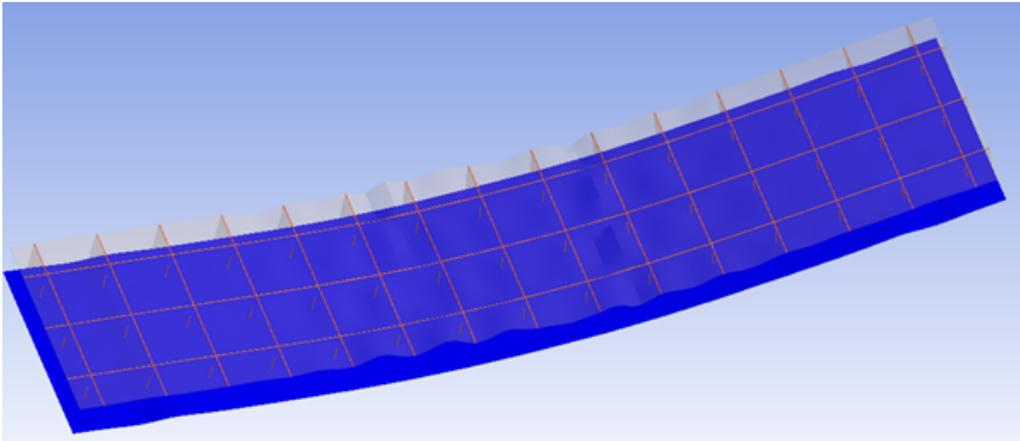
Das FE-Modell beult im Schachbrettmuster, siehe Abb. 4.23. Bei dieser Simulation wurde lokales Versagen im Kontakt zwischen der Deckschicht und den Stegen festgestellt (siehe Abb. 4.24 und 4.25).



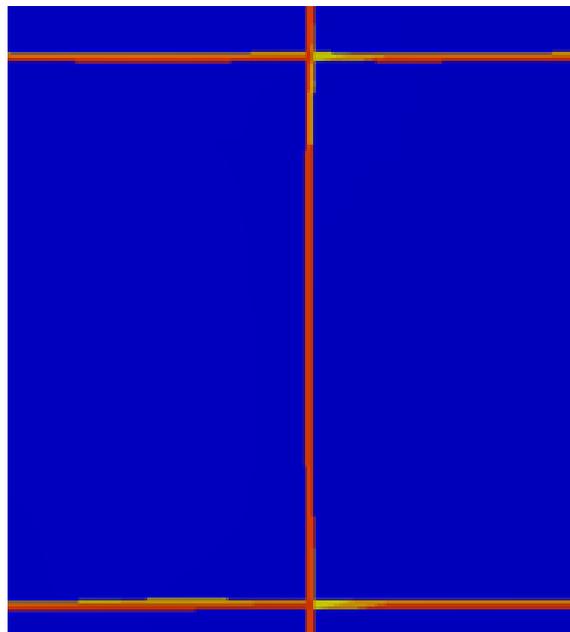
**Abbildung 4.22:** Gegenüberstellung Versuch-Simulation, 4-Punktbiegung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm, Lochblech oben, Simulation mit und ohne Versagenskriterium für die Schweißverbindung



**Abbildung 4.23:** Gesamtverformung der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 15 mm nach einer 4-Punktbiegung, Lochblech oben, Simulation mit Versagenskriterium für die Schweißverbindung



**Abbildung 4.24:** Kontaktdefinition zwischen der Deckschicht und dem Kern



**Abbildung 4.25:** Ausschnitt aus der Struktur, lokales Versagen im Kontakt, beim Versagen ist kein Kontakt zwischen Deckblech und Stegen, gelb dargestellt

Zur Verwendung des CZM-Befehls bei der Simulation des Versagens einer Schweißverbindung kann man im Allgemeinen sagen, dass der Vorgang des Abreißens plausible und mit dem Experiment vergleichbare Ergebnisse liefert. Die Schwierigkeit besteht bei der Einhaltung der zulässigen Spannungen in der Kontaktschicht. Hierfür ist ein niedriger C5-Wert erforderlich, was jedoch bei komplexen FE-Modellen zu Konvergenzproblemen und schließlich zum Abbruch der Simulation führt. Bei einfacheren FE-Modellen tritt diese Problematik nicht auf. Aus diesem Grund kann man sagen, dass für die zuverlässige Simulation des Versagens einer Schicht bei komplexen FE-Modellen die CZM-Funktion noch nicht völlig ausgereift ist.

# Kapitel 5

## Strukturdynamische Untersuchung

### 5.1 Strukturdynamische Untersuchung einer ebenen Sandwichstruktur

#### Experimentelle Ermittlung der 1. Biegeeigenfrequenz und der Lehr'schen Dämpfung

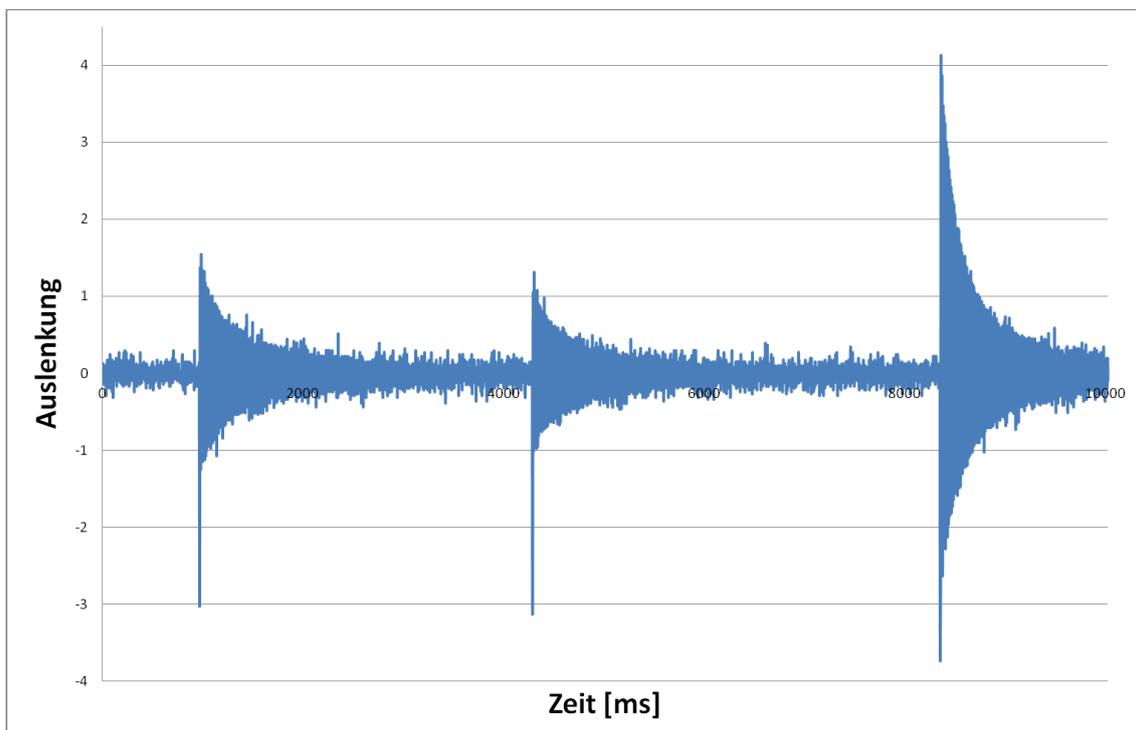
Es wird das strukturdynamische Verhalten einer ebenen Sandwichstruktur mit Hilfe eines Abklingversuches analysiert. Die Struktur weist eine Breite von 80 mm und eine Höhe von 30 mm auf. Die Struktur wird einseitig eingespannt (siehe Abb. 5.1) und mit einem Impulshammer angeschlagen. Am freien Ende des Balkens befindet sich ein induktiver Wegaufnehmer zur Messung der Auslenkung. Die Abtastfrequenz beträgt 1000 Hz. Das Experiment wird für zwei freie Längen der Struktur von 460 mm und 560 mm mit jeweils 3 Messungen durchgeführt. Die Abb. 5.2 zeigt exemplarisch die Abklingkurve für die ebene Sandwichstruktur für die freie Länge von 460 mm.

Bei dieser Untersuchung werden die 1. Eigenfrequenz der Struktur und die zugehörige Lehr'sche Dämpfung ermittelt. Die Eigenfrequenz ist der Kehrwert der Schwingperiode, diese wird aus den Abklingkurven abgelesen. Genau genommen handelt es sich dabei um die gedämpfte Schwingungsperiode, für kleine Dämpfung ist diese Vereinfachung jedoch zulässig. Zur Bestimmung der Lehr'schen Dämpfung  $\xi$  wird die Einhüllende in die Abklingkurve gelegt und das logarithmische Dekrement  $\delta$  nach [72] bestimmt

$$\delta = \frac{1}{m} \ln\left(\frac{x_{n-m}}{x_n}\right), \quad (5.1)$$



**Abbildung 5.1:** Ebene Struktur einseitig eingespannt, Sicht von oben



**Abbildung 5.2:** Abklingversuch an einer ebenen Sandwichstruktur, freischwingende Länge von 460 mm

mit  $m$  für die Anzahl der vollen Perioden und  $x$  für die relativen Maxima der Auslenkung. Die Lehr'sche Dämpfung ergibt sich nach [72]

$$\xi = \sqrt{\frac{\delta^2}{4\pi^2 + \delta^2}} \quad (5.2)$$

hier zu ca. 0,4 % (Mittelwert aus allen Messungen). Die Tabelle 5.1 zeigt die gemessenen Werte der 1. Biegeeigenfrequenzen der untersuchten zellularen Struktur.

**Tabelle 5.1:** 1. Biegeeigenfrequenz [Hz] der ebenen Sandwichstruktur

	Experiment	FE-Simulation	analytische Berechnung
Freie Länge 460 mm	99	107	130
Freie Länge 560 mm	64	73	88

### Modal-Analyse mit FE-Simulation

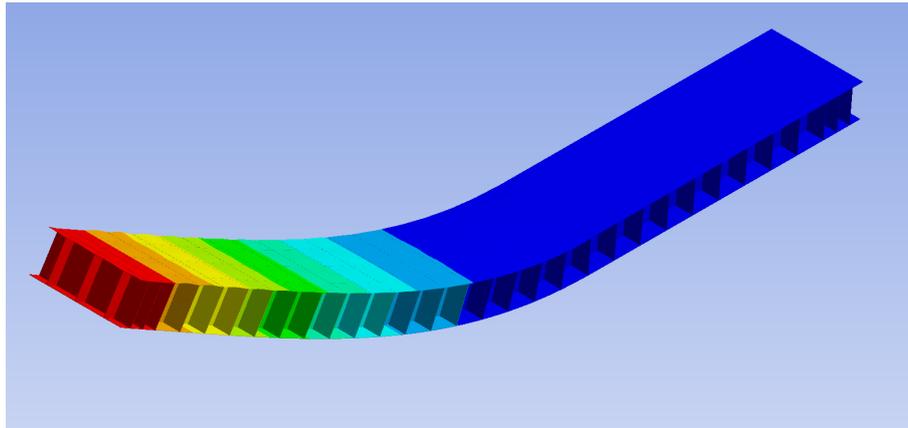
Zur Analyse des dynamischen Verhaltens (Eigenfrequenz und Eigenschwingungsformen) der ebenen Sandwichstruktur wird eine Modal-Analyse durchgeführt. Für alle folgende dynamische Untersuchungen wird das FE-Modell der Sandwichstruktur unter den Annahmen und den Vereinfachungen die sich bereits bei der statischen Untersuchung bewährt haben aufgebaut, siehe Kapitel 3.4.1 (Das Lochblech wird als ein Vollblech mit modifizierten Materialeigenschaften abgebildet und die Schweißverbindung wird mit der Kontaktdefinition Verbund modelliert). Die 1. Biegeeigenform der einseitig eingespannten Sandwichstruktur kann der Abb. 5.3 entnommen werden. Die Tabelle 5.1 zeigt die 1. Biegeeigenfrequenzen der FE-Simulation im Vergleich zu den Messergebnissen.

### Analytische Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen Struktur

Die analytische Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen zellularen Struktur erfolgt mit der Vereinfachung, dass es sich um einen fest eingespannten Biegeschwinger mit einem über die Länge konstanten Flächenträgheitsmoment und einer konstanten Massenverteilung handelt. Die Berechnung ist im Anhang A dargestellt.

### Zwischenfazit

Nach Tabelle 5.1 liefert sowohl die Simulation als auch die analytische Berechnung höhere Werte für die 1. Biegeeigenfrequenz als der Versuch. Die Abweichungen der



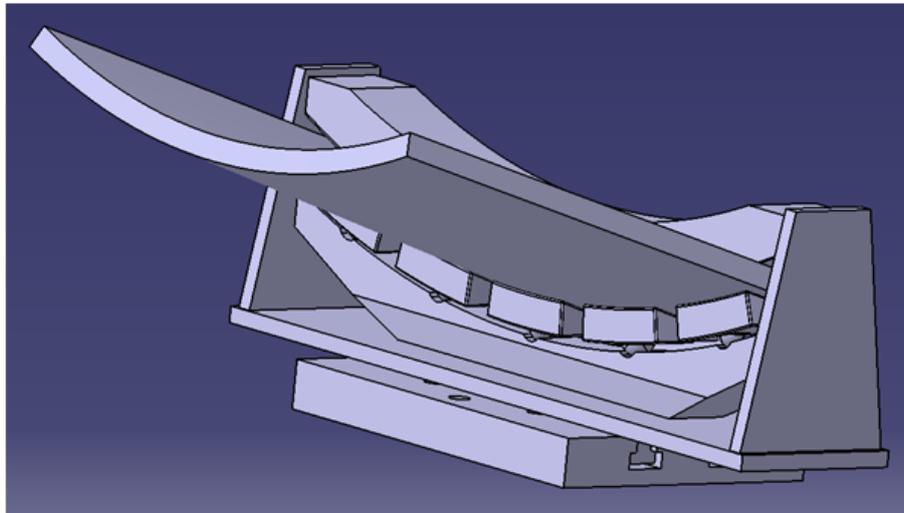
**Abbildung 5.3:** FE-Modell mit der 1. Biegeeigenform der ebenen Sandwichstruktur

Ergebnisse zwischen Versuch und der analytischen Berechnung liegen bei maximal 27 % sowie zwischen Versuch und der FE-Simulation bei 12 %. Dies deutet auf eine höhere Steifigkeit der Sandwichstruktur in der Simulation und bei der analytischen Berechnung hin. Ein weiterer Grund für die Abweichung kann die Einspannung bei der Durchführung der Versuche sein. Wie in Abb. 5.1 zu erkennen, wurde die Struktur mittels einer Platte an den Prüftisch angeschraubt. Um den Probenkörper nicht zu beschädigen, wurden die Schrauben nur soweit angezogen, dass es zu keiner Deformation der Stege der Struktur kommt. Sowohl die Simulation als auch die analytische Berechnung gehen jedoch von einer ideal festen Verbindung aus.

Während die analytische Berechnung von einer konstanten Massenbelegung der Struktur ausgeht, berücksichtigt das FE-Modell die diskrete Massenverteilung auf Grund der Querbleche und führt so zu einer besseren Übereinstimmung mit der 1. Biegeeigenfrequenz ermittelt im Experiment.

## 5.2 Strukturdynamische Auslegung der Sandwichstruktur in Form eines $45^\circ$ -Ausschnittes aus einem Konus

An einer Teststruktur in Form eines  $45^\circ$ -Ausschnittes aus einem Konus werden darauf aufbauend folgende Untersuchungen durchgeführt: Modal-Analyse zur Bestimmung der Eigenformen, der Eigenfrequenzen und der modalen Dämpfungen sowie



**Abbildung 5.4:** Konstruktion der Einspannvorrichtung für den  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus

die Ermittlung der Dehnungen und der Spannungen bei Einwirkung einer anwendungsrelevanten Random-Anregung.

### 5.2.1 Experimentelle Modal-Analyse

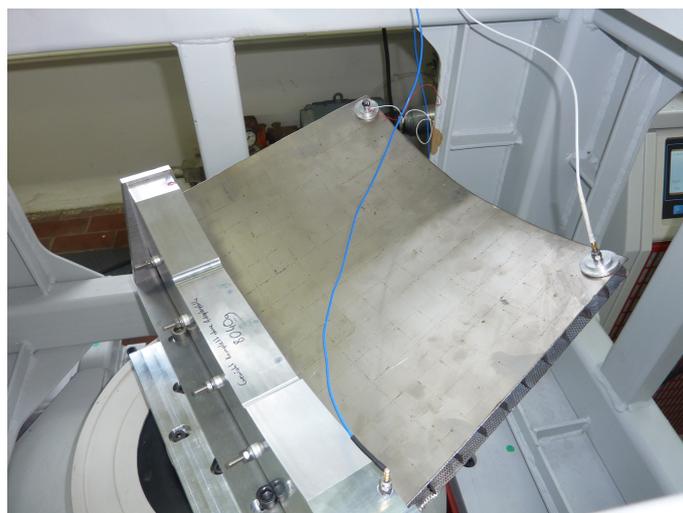
Eine speziell an die Geometrie der Teststruktur angepasste Einspannvorrichtung wurde entwickelt. Die Vorgaben für die Konstruktion sind geringes Gewicht der Halterung und eine beschädigungsfreie Lagerung des Probekörpers. Die hierfür entwickelte Konstruktion der Einspannvorrichtung ist in Abb. 5.4 dargestellt. Die Beschreibung der Konstruktion dieser Einspannvorrichtung ist in Anhang B zu finden.

Die experimentelle Modal-Analyse mit einer speziellen Software TEST LAB der Firma LMS beinhaltet die Ermittlung der Eigenformen, der Eigenfrequenzen und der modalen Dämpfungen. Aufgebaut wurde der Versuch auf einem elektrodynamischen Erreger, siehe Abb. 5.5 und 5.6. Zur Durchführung der Modal-Analyse wurden 42 Beschleunigungsmessstellen auf der Struktur festgelegt.

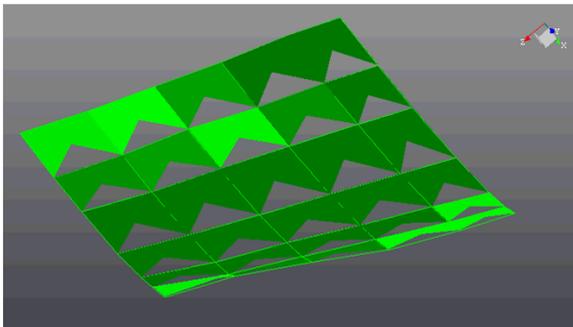
Die Abb. 5.7 zeigt die ersten vier gemessenen Eigenformen der untersuchten Sandwichstruktur. Die äußerste Linie (rechts außen im Bild) ist die Messreihe, die sich kurz vor der Einspannung befindet. Die Ergebnisse der Messung zeigt die Tabelle 5.2.



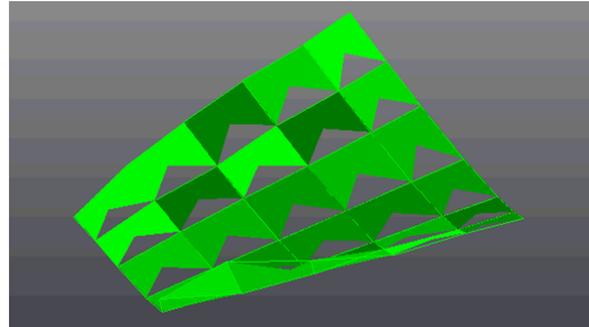
**Abbildung 5.5:** Versuchsaufbau zur experimentellen Modal-Analyse am  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus, Sicht1



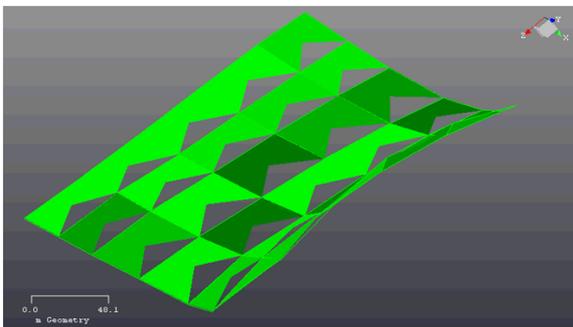
**Abbildung 5.6:** Versuchsaufbau zur experimentellen Modal-Analyse am  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus, Sicht 2



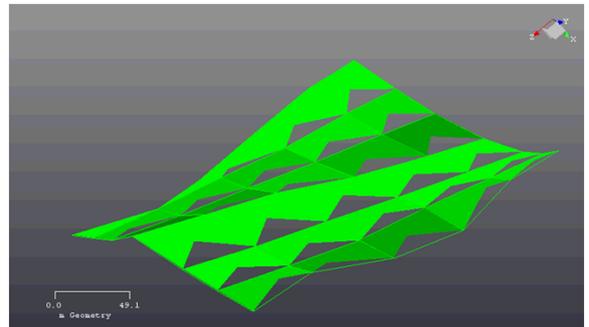
(a) 1. Biegeeigenform mit 229 Hz



(b) 1. Torsionseigenform mit 314 Hz



(c) 2. Biegeeigenform mit 482 Hz



(d) 1. Biegeeigenform in Querrichtung mit 712 Hz

**Abbildung 5.7:** Experimentell ermittelte Eigenformen des  $45^\circ$ -Ausschnittes aus einem Konus

**Tabelle 5.2:** Ergebnisse der experimentellen Modal-Analyse des 45°-Ausschnittes aus einem Konus

Eigenmode	Eigenfrequenz [Hz]	Modale Dämpfung [%]
1. Biegeeigenform	229	3,74
1. Torsionseigenform	314	1,33
2. Biegeeigenform	482	0,82
1. Biegeeigenform in Querrichtung	712	0,69

### 5.2.2 Modal-Analyse mittels FE-Simulation

Zur Ermittlung der Eigenformen und der Eigenfrequenzen des 45°-Ausschnittes aus einem Konus wird ein FE-Modell aufgebaut. Die Einspannvorrichtung der Struktur wird in die Simulation miteinbezogen, da diese das Schwingungsverhalten der untersuchten Struktur, insbesondere die Biegeschwingungen, stark beeinflusst. Die Biegesteifigkeit der Einspannvorrichtung wird in einem Vorversuch ermittelt, um das FE-Modell besser kalibrieren zu können.

#### Voruntersuchung zur Bestimmung der Biegesteifigkeit der Einspannvorrichtung

Zur Ermittlung der Biegesteifigkeit der Einspannvorrichtung wird eine Aluminiumprobe verwendet, siehe Abb. 5.8. Die Halterung wird mit Stahlprofilen nahezu auf dem Prüftisch montiert. Über einen Haken wird die Last punktuell in den Aluminiumträger eingeleitet. Dabei wird nur ein einzelner Keil der Einspannvorrichtung mit einem Hebelarm von 46 mm in 5 kg Schritten bis zu einer Maximalmasse von 35 kg (ca. 350 N) belastet. Von einer höheren Belastung als ca. 350 N wird, zur Vermeidung einer Beschädigung der Halterung durch die Stahlkugeln der Einspannung, abgesehen. Die Durchbiegung bei den einzelnen Lastschritten wurde mehrfach gemessen, um somit auf gemittelte Werte zurückgreifen zu können. Ermittelt wurde eine Steifigkeit von ca. 17900 N/mm für den Aluminiumträger in der Einspannvorrichtung.

Anhand dieser Steifigkeitsuntersuchung kann nun das FE-Modell verifiziert und optimiert werden. Die Abb. 5.9 zeigt das aufgebaute FE-Modell. Als Erstes erfolgt die Simulation mit einem FE-Modell, bei dem alle Kontaktdefinitionen als Verbund festgelegt wurden. Mit diesem Modell wurde eine Steifigkeit von 31628 N/mm er-

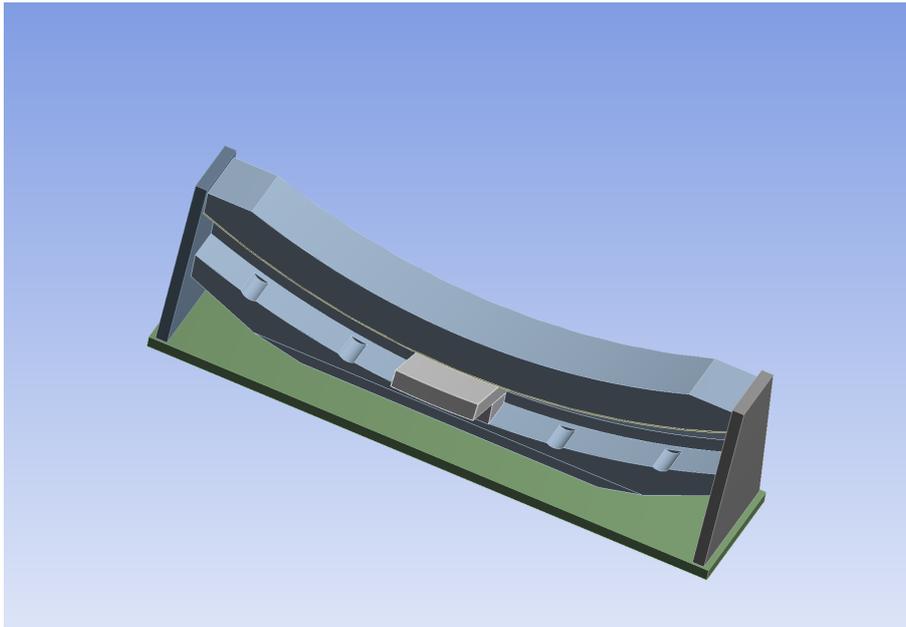


**Abbildung 5.8:** Versuchsaufbau zur Ermittlung der Biegesteifigkeit der Einspannvorrichtung mit einem eingebauten Wegsensor und einem Haken zur Aufnahme der Last

mittelt. Somit stellt dieses FE-Modell die realen Steifigkeitsverhältnisse der Struktur nur ungenügend dar.

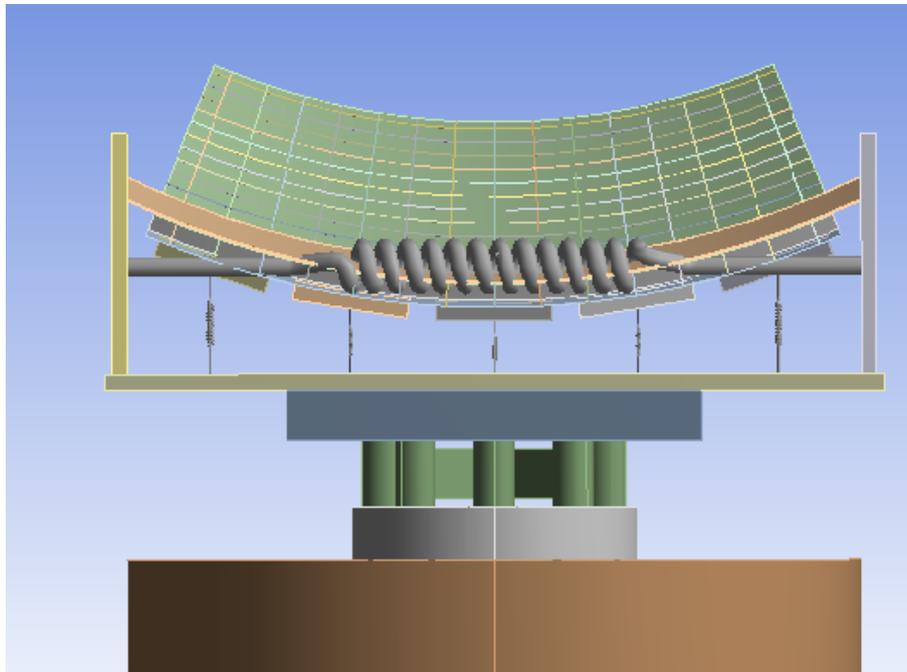
Das FE-Modell sollte im Hinblick auf die Abbildung der Biegesteifigkeit verbessert werden. Dies konnte durch die Berücksichtigung der Reibung zwischen der Aluminiumprobe und dem Keil sowie der Einleitung der Vorspannkraft in die Keile (Schraubenvorspannung) erreicht werden. Bei einem Reibungswert von 0,3 und einer Vorspannkraft von 100 N konnte die Steifigkeit auf den Wert von 23753 N/mm, also um 30%, gesenkt werden. Im Hinblick auf die anstehende Modal-Analyse kann ein FE-Modell, das eine Kontaktdefinition mit Reibung beinhaltet, jedoch nicht verwendet werden. Aus diesem Grund wird eine Modifikation der Einspannung im FE-Modell vorgenommen: In der Abb. 5.10 ist das FE-Modell zur Modal-Analyse des 45°-Ausschnittes aus dem Konus mit der modifizierten Einspannung dargestellt. Der elektrodynamische Erreger ist als ein Zylinder abgebildet. Der Versuchsaufbau mit den Übergangsplatten, der Rahmen der Halterung und die Keile zur Spannung der Sandwichstruktur sind geometriegetreu in das FE-Modell eingegangen (siehe Abb. 5.10). Der Block zum Einspannen der Probe und die Kugeln wurden durch Federn ersetzt. Die Keile werden durch die Federn vorgespannt. Die Steifigkeit der Federn wird variiert.

Mit den Einstellungen von 15000 N/mm für die Federn als Steifigkeitsersatz für

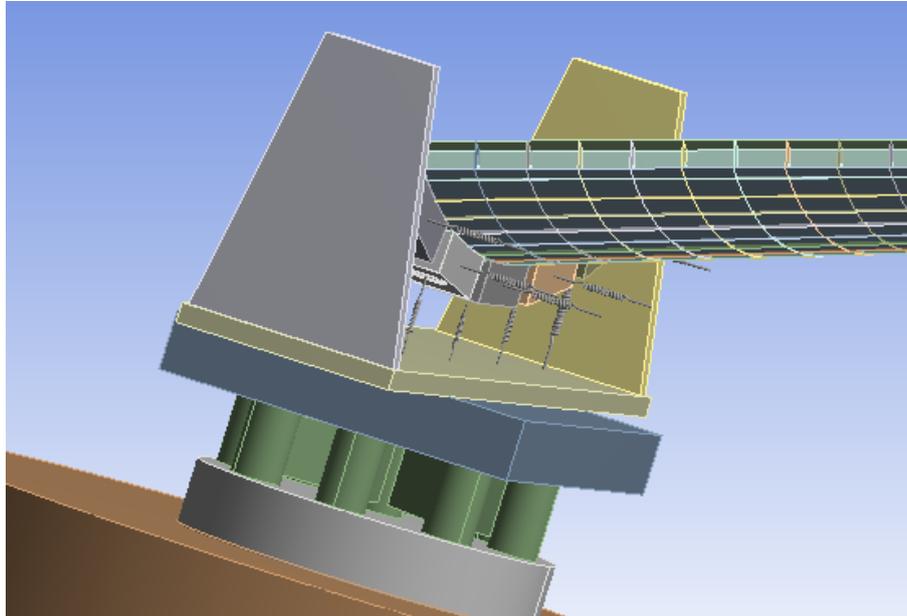


**Abbildung 5.9:** FE-Modell zur Ermittlung der Steifigkeit eines Klemmbakens der Einspannvorrichtung

die Kugeln, mit Spannfedern mit  $100 \text{ N/mm}$  für die Keile und mit der Ersatzsteifigkeit von  $1 * 10^{10} \text{ N/mm}$  für die Steifigkeit des Blocks konnten die in der Abb. 5.11 dargestellten Eigenformen und Eigenfrequenzen simuliert werden.

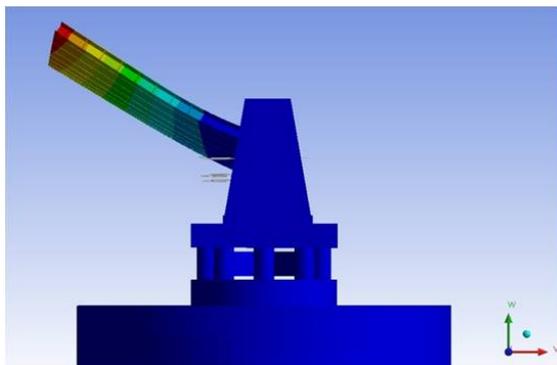


(a) Ansicht 1

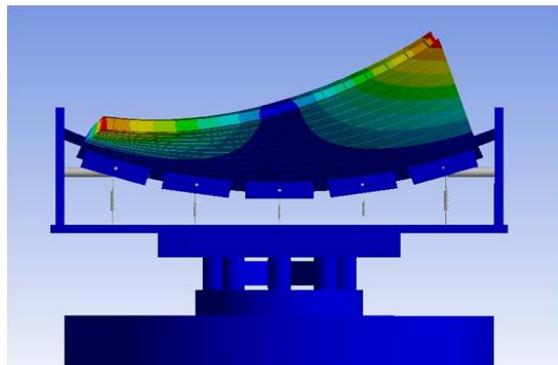


(b) Ansicht 2

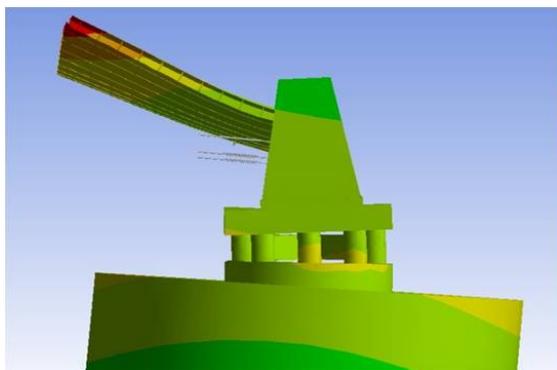
**Abbildung 5.10:** FE-Modell zur Modal-Analyse



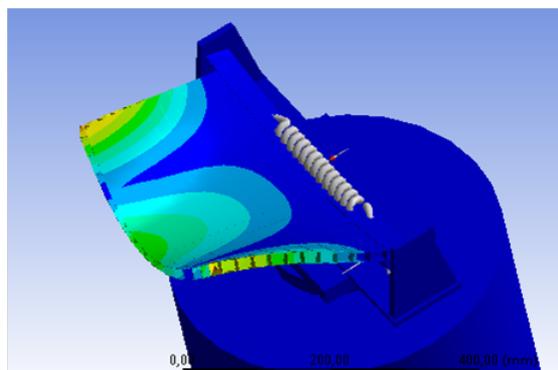
(a) 1. Biegeeigenform mit 224 Hz



(b) 1. Torsionseigenform mit 315 Hz



(c) 2. Biegeeigenform mit 466 Hz



(d) 1. Biegeeigenform mit Querrichtung mit 758 Hz

**Abbildung 5.11:** Eigenformen der Teststruktur in Form des 45°-Ausschnittes aus einem Konus mittels FE-Simulation

### 5.2.3 Analytische Berechnung der Eigenfrequenzen

#### Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz

Im nachfolgenden werden drei unterschiedliche Vorgehensweisen (Näherungslösungen) zur Ermittlung der 1. Biegeeigenfrequenz der untersuchten Struktur vorgestellt: Schwingungen von Kontinua, Näherungsverfahren nach Dunkerley und die Rayleigh-Methode.

#### Schwingungen von Kontinua

Die Berechnung erfolgt mit der Vereinfachung des Konus zu einem einseitig eingespannten Balken mit einem über die Länge konstanten Flächenträgheitsmoment und einer konstanten Massenverteilung nach [72]:

$$\omega_i = A_i \sqrt{\frac{EI}{\mu L^4}}, \quad (5.3)$$

mit dem Faktor  $A_i$  von 3,52 für die 1. Biegeeigenfrequenz und  $L$  für die freie Länge mit 262,5 mm. Ausgehend vom einem Gewicht der Probe von 0,6125 kg konnte die Massebelegung  $\mu$  zu  $2,33 \cdot 10^{-3}$  kg/mm berechnet werden. Das effektive Flächenträgheitsmoment wurde zu  $31574 \text{ mm}^4$  berechnet (siehe Anhang C). Somit erhält man für die 1. Biegeeigenfrequenz des einseitig eingespannten  $45^\circ$ -Ausschnittes aus einem Konus einen Wert von 326 Hz.

#### Näherungsverfahren nach Dunkerley

Die Idee dieser Methode besteht darin eine kontinuierliche Struktur mit Punktmassen abzubilden. Jeder Punktmasse  $m_i$  wird über die entsprechende reduzierte Teilsteifigkeit  $k_i$  eine Teileigenkreisfrequenz  $w_i$  zugeordnet. Die Eigenkreisfrequenz für das Gesamtsystem berechnet sich nach [72]:

$$\omega_D^2 = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{\omega_i^2}}, \quad (5.4)$$

wobei gilt

$$\frac{1}{\omega_i^2} = \frac{m_i}{k_i}. \quad (5.5)$$

Die 1. Biegeeigenfrequenz der einseitig eingespannten Struktur konnte so zu 314 Hz berechnet werden.

## Rayleigh-Methode

Nun wird die 1. Biegeeigenfrequenz mit Hilfe der Rayleigh-Methode bestimmt. Das besondere an diesem Verfahren ist die Möglichkeit zur formelmäßigen Berücksichtigung des Verlaufs der Parameter über die Länge. Die Berechnung der Grundbiegeeigenfrequenz erfolgt nach [72] mit Hilfe des Rayleigh-Quotienten für einen Biegebalken:

$$\omega_R^2 = \frac{\int_0^L E(x)I(x)y''(x)^2 dx}{\int_0^L \rho(x)A(x)y(x)^2 dx}, \quad (5.6)$$

mit einem über die Länge konstanten Elastizitätsmodul von  $118353N/mm^2$  und einer konstanten Dichte  $\rho$  von  $4510kg/m^3$ . Desweiteren wird für die untersuchte Sandwichstruktur folgende Verformungsfunktion festgelegt:

$$y(x) = 1 - \cos\left(\frac{x\pi}{2L}\right). \quad (5.7)$$

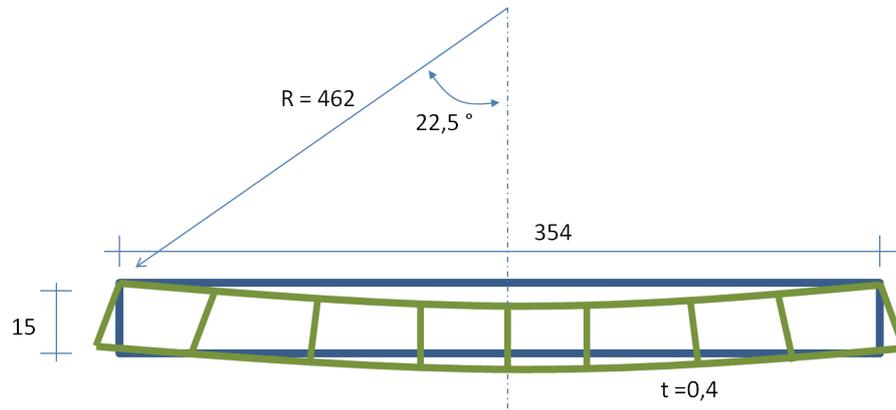
Für das Flächenträgheitsmoment  $I(x)$  und den Flächeninhalt  $A(x)$  wird ein linearer Verlauf angenommen. Der Rechenaufwand bei diesem Verfahren ist hoch. Auf eine ausführliche Beschreibung der Integration wird an dieser Stelle verzichtet. Die 1. Biegeeigenfrequenz konnte mit der Rayleigh-Methode zu  $336Hz$  berechnet werden.

### Zwischenfazit zur Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz

Die drei untersuchten Verfahren zeigen untereinander eine geringe Streuung von maximal 7% (siehe Tabelle 5.3). Die Berechnung nach der Methode der Schwingungen der Kontinua bringt den geringsten Rechenaufwand mit sich. Es ist auch bekannt, dass das Verfahren nach Dunkerley eine untere Schranke für die berechnete Eigenfrequenz liefert. Die Berechnung der untersuchten Struktur bestätigt das. Das Verfahren nach Rayleigh bringt den höchsten Rechenaufwand mit sich.

**Tabelle 5.3:** Analytisch ermittelte Grundbiegeeigenfrequenz für den  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus bei einer festen Einspannung

	1. Biegeeigenfrequenz [Hz]
Schwingungen von Kontinua	326
Verfahren nach Dunkerley	314
Verfahren nach Rayleigh	336



**Abbildung 5.12:** Skizze des Querschnitts der Teststruktur (grün dargestellt) sowie die getroffene Vereinfachung (blau dargestellt) zur Berechnung der 1. Torsionseigenfrequenz

### 1. Torsionseigenfrequenz

Die Berechnung der 1. Torsionseigenfrequenz erfolgt unter der Verwendung des Ansatzes des reduzierten Systems nach [72]:

$$\omega_t^2 = \frac{k_{t \text{ red}}}{J_{\text{red}}}, \quad (5.8)$$

wobei  $J_{\text{red}}$  für das reduzierte Massenträgheitsmoment und  $k_{t \text{ red}}$  für die reduzierte Torsionssteifigkeit stehen. Die Torsionssteifigkeit berechnet sich zu:

$$k_t = \frac{GI_t}{L}, \quad (5.9)$$

mit dem Schubmodul  $G$  von  $41400 \text{ N/mm}^2$  und der frei schwingenden Länge  $L$  von  $262,5 \text{ mm}$ . Das Torsionsflächenmoment  $I_t$  für geschlossene Profile berechnet sich nach der Bredtschen Formel [32] zu:

$$I_t = \frac{4A^2}{\oint \frac{ds}{t(s)}}. \quad (5.10)$$

Die untersuchte Sandwichstruktur wird zu einem Rechteck vereinfacht (siehe Abb. 5.12). Die Querstege werden vernachlässigt. Desweiteren wird ein über der Länge konstantes Torsionsflächenmoment angenommen. Das effektive Torsionsflächenmoment konnte so zu  $61129 \text{ mm}^4$  berechnet werden. Somit ergibt sich die reduzierte Torsionssteifigkeit  $k_{t \text{ red}}$  von  $9,64\text{e}6 \text{ Nmm}$ .

Das Massenträgheitsmoment für die untersuchte Sandwichstruktur mit einer Masse  $m$  von  $0,6125 \text{ kg}$  und Seiten  $a$  und  $h$  konnte nach [73]:

$$J = \frac{1}{12}m(a^2 + h^2) \quad (5.11)$$

zu  $6408 \text{ kgmm}^2$  berechnet werden. Ausgehend von einer linearen Verformungslinie bei einer Torsion wird zur Berechnung des reduzierten Massenträgheitsmomentes ein Faktor  $1/3$  verwendet. Das reduzierte Massenträgheitsmoment  $J_{\text{red}}$  beträgt somit  $2136 \text{ kgmm}^2$ . Die 1. Torsionseigenfrequenz konnte so zu  $338 \text{ Hz}$  berechnet werden.

### 5.2.4 Zwischenfazit zur Modal-Analyse der Sandwichstruktur

Zusammenfassend kann man feststellen, dass zwischen der experimentellen Modal-Analyse und der FE-Simulation gute Übereinstimmungen in den Schwingungsformen und den Eigenfrequenzen mit einer maximalen Abweichung von  $5\%$  erzielt wurden (siehe Tabelle 5.4).

**Tabelle 5.4:** Eigenfrequenzen für den  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus, analytische Berechnung, FE-Simulation und Experiment im Vergleich

	Analytisch	Experiment	Simulation
1. Biegeeigenfrequenz [Hz]	326	229	224
1. Torsionseigenfrequenz [Hz]	338	314	315
2. Biegeeigenfrequenz [Hz]		482	466
2. Biegeeigenfrequenz Querrichtung [Hz]		712	748

Die Abweichung zwischen Experiment und der analytischer Berechnung liegt für die 1. Biegeeigenfrequenz bei  $30\%$ . In den vorangegangenen Berechnungen wurde von einer festen Einspannung ausgegangen. Die im Versuch verwendete Halterung spannt den Testkörper durch eine Klemmpressung an der oberen und der unteren Deckschicht der Sandwichstruktur ein und führt somit zu einer Einspannweichheit. Dies äußert sich in der niedrigeren Eigenfrequenz im Experiment im Vergleich zu der analytischen Lösung. Die Abweichung zwischen Experiment und der analytischer Berechnung für die 1. Torsionseigenfrequenz liegt bei  $7\%$ .

## 5.3 Random-Anregung

Zur Nachbildung einer Betriebsbeanspruchung wird der  $45^\circ$ -Ausschnitt aus einem Konus unter Einwirkung einer realitätsnahen Random-Anregung (siehe Abb. 5.13) im Hinblick auf die Dehnungen und Spannungen experimentell untersucht. Bei der

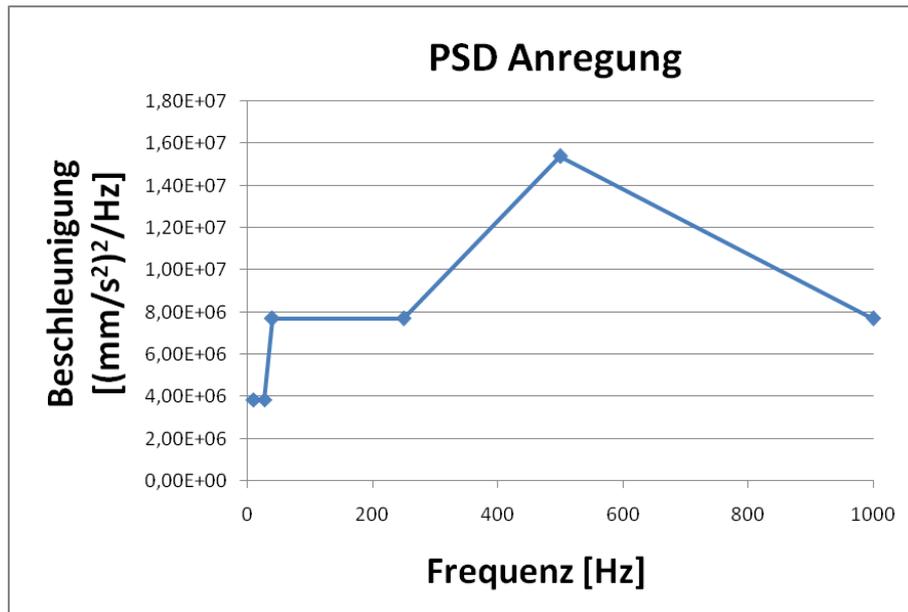


Abbildung 5.13: PSD-Spektrum nach Norm RTCA DO 160 F

Fußpunktanregung handelt es sich hierbei um ein Power Spectral Density Spektrum (PSD-Spektrum), wie es für die Belastung einer Triebwerksverkleidung relevant ist.

Die Fußpunktanregung erfolgt mit einem elektrodynamischen Erreger, siehe Abb.5.5. Es werden zwei Dehnungsmessstreifen (DMS) und eine DMS-Rosette auf der Struktur appliziert (siehe Abb. 5.14). Das DMS 1 misst die Dehnung  $\epsilon_1$  in der Axialrichtung X, das DMS 2 mit Dehnung  $\epsilon_2$  in der Umfangsrichtung Z. Die DMS-Rosette ist mit  $0^\circ$  in die Axialrichtung X (Dehnung  $\epsilon_3$ ), mit  $90^\circ$  in die Umfangsrichtung Z (Dehnung  $\epsilon_4$ ) und mit  $135^\circ$  zu den Achsen positioniert (Dehnung  $\epsilon_5$ ). Die Signale werden über eine Halbbrücke und einen Messverstärker im Dactron Laser USB Datenerfassungssystem erfasst (siehe Abb. 5.15).

Die ermittelten Dehnungen sind in der Tabelle 5.5 zusammengestellt. Die Spannungen werden berechnet nach [74], wobei die Messrichtung der Rosette berücksichtigt wurde:

$$\sigma_x = \frac{E}{1 - \nu^2}(\epsilon_3 + \nu\epsilon_4), \quad (5.12)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{1 - \nu^2}(\epsilon_4 + \nu\epsilon_3), \quad (5.13)$$

$$\tau_{xz} = G(2\epsilon_5 - \epsilon_3 - \epsilon_4). \quad (5.14)$$



Die Hauptspannungen werden ermittelt für den ebenen Spannungszustand nach [43]:

$$\sigma_{1/2} = \left(\frac{\sigma_x + \sigma_z}{2}\right) \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_z}{2}\right)^2 + \tau_{xz}^2}. \quad (5.15)$$

Die maximale Schubspannung wird berechnet nach [43]:

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}. \quad (5.16)$$

Die Vergleichsspannung nach von Mises wird ermittelt nach [43]:

$$\sigma_{vonMises} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_2^2 + \sigma_1^2}{2}}. \quad (5.17)$$

Die berechneten Spannungen sind in der Tabelle 5.6 aufgelistet.

Begleitend zu der experimentellen Untersuchung wird eine Simulation der Random-Anregung an dem FE-Modell durchgeführt, wobei die gemessenen modalen Dämpfungen nach Tabelle 5.2 im FE-Modell verwendet werden. Die Ergebnisse der Dehnungen sind in der Tabelle 5.5 zusammengefasst. Demnach kann eine Abweichung von maximal 46 % festgestellt werden. Das DMS hat eine bestimmte Länge, somit liefert das DMS eine über die Länge gemittelte Dehnung. Die Auswertung der Dehnung im FE-Modell erfolgt über Mittelung der Knotenergebnisse im Bereich des DMS. Die Ergebnisse sind somit nur bedingt vergleichbar.

Die Ergebnisse der Spannungen sind in der Tabelle 5.6 zusammengefasst. Die Abb. 5.16 zeigt die in der Simulation resultierenden Vergleichsspannung nach von Mises in der Nähe der DMS-Rosette der zellularen Struktur bei Einwirkung des Spektrums.

Es konnte akzeptable Übereinstimmung zwischen den Dehnungen im Experiment und der Simulation erzielt werden. In der Simulation liegt die maximale Vergleichsspannung nach von Mises bei der gewählten Fußpunktanregung bei ca. 15 MPa, was gut mit dem Messwert an der Rosette übereinstimmt.

Im Rahmen der strukturdynamischen Auslegung der Sandwichstruktur am Beispiel von 45°-Ausschnitt aus einem Konus kann man folgendes zusammenfassen:

- Im Rahmen der Vorauslegung können die hier gezeigten analytischen Ansätze zur Berechnung der Eigenfrequenz genutzt werden.
- Das entwickelte FE-Modell beschreibt die modalen Eigenschaften mit guter Genauigkeit.

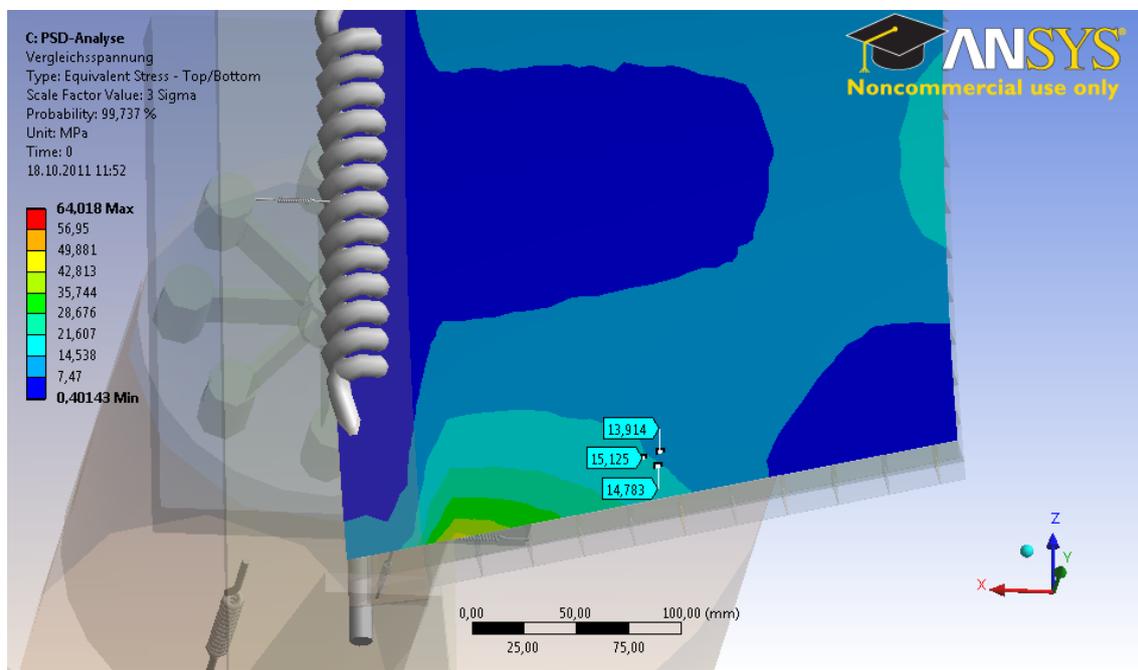
**Tabelle 5.5:** Gegenüberstellung der Dehnungen im Experiment und in der Simulation bei Random-Anregung an der zellularen Sandwichstruktur

	Experiment		FE-Simulation	
	Effektivwerte	Maximalwerte 3 x Effektivwert	Effektivwerte	Maximalwerte 3 x Effektivwert
Dehnung DMS 1 $\varepsilon_1$ (Axial)	$3,50 * 10^{-5}$	$1,05 * 10^{-4}$	$2,04 * 10^{-5}$	$6,12 * 10^{-5}$
Dehnung DMS 2 $\varepsilon_2$ (Umfang)	$2,89 * 10^{-5}$	$8,67 * 10^{-5}$	$1,85 * 10^{-5}$	$5,55 * 10^{-5}$
Dehnung Rosette $\varepsilon_3$ (Axial)	$5,43 * 10^{-6}$	$1,62 * 10^{-5}$	$5,77e * 10^{-6}$	$1,73 * 10^{-5}$
Dehnung Rosette $\varepsilon_4$ (Umfang)	$3,66 * 10^{-5}$	$1,08 * 10^{-4}$	$1,93e * 10^{-5}$	$5,79 * 10^{-5}$
Dehnung Rosette $\varepsilon_5$ (135°)	$1,70 * 10^{-5}$	$5,10 * 10^{-5}$	$1,2 * 10^{-5}$	$3,6 * 10^{-5}$

- Die gemessenen Dämpfungen können bei der Simulation realer Problemstellungen als Näherungswerte verwendet werden.
- Bei der Berechnung der Strukturbeanspruchungen bei Random-Anregung liefert das entwickelte Simulationsmodell realitätsnahe Ergebnisse.

**Tabelle 5.6:** Ermittelte Spannung an der Rosette bei Random-Anregung an der zellularen Sandwichstruktur, Experiment

	Effektivwerte	Maximalwerte 3 x Effektivwert
Spannung $\sigma_1$ [MPa]	5,7	17,1
Spannung $\sigma_2$ [MPa]	3,0	9,0
Spannung $\tau_{max}$ [MPa]	1,3	3,9
Spannung von Mises [MPa]	4,9	14,7



**Abbildung 5.16:** Vergleichsspannungen nach von Mises in der Teststruktur unter der Random-Anregung in der Nähe der DMS-Rosette



# Kapitel 6

## Fazit und Ausblick

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wurde das strukturmechanische Verhalten von zellularen Sandwichstrukturen untersucht. Die experimentelle Untersuchung beinhaltete die 3- und 4-Punktbiegung an ebenen Sandwichstrukturen. Bei den untersuchten Proben wurde ein eindeutiges Beulen im Schachbrettmuster in der druckbelasteten Haut unter einer Biegebelastung festgestellt. Die elastischen Beulen plastifizieren bei höherer Belastung und führen letztlich zum Versagen der Gesamtstruktur.

Parallel hierzu wurden FE-Modelle zur Bestimmung der Steifigkeit und der Festigkeit der zellularen Sandwichstruktur entwickelt. Es wurde eine Methode zur Abbildung des in der Struktur verwendeten Lochbleches mit effektiven Materialparametern entwickelt. Diese Vorgehensweise zeigte eine entscheidende Verbesserung des FE-Modells im Hinblick auf die Übereinstimmung der Steifigkeit und Festigkeit der zellularen Sandwichstruktur zwischen dem Experiment und der Simulation. Die hier vorgestellten FE-Modelle sind in der Lage, Schachbrettbeulen mit anschließender lokaler Plastifizierung der Beulen abzubilden. Es wurden gute Übereinstimmungen zwischen den Experimenten und der Simulation bei der Steifigkeit und der Festigkeit erreicht.

Begleitend dazu wurden analytische Berechnungen der Steifigkeit der Sandwichstruktur durchgeführt. Bei der Bestimmung des effektiven Flächenträgheitsmomentes der Sandwichstruktur wurden gute Übereinstimmungen im Vergleich zu den Erkenntnissen aus den Experimenten erzielt.

Mit dem Scherzugversuch und dem Trommel-Schälversuch wurden zwei Experimente zur Beurteilung der bei dieser Sandwichstruktur verwendeten Punktschweißverbindung entwickelt. Bei den ersten Prototypen der Sandwichstruktur wurde eine Schwachstelle der Schweißverbindung in der Anbindung zwischen dem Lochblech/Streckmetall und dem zellularen Kern festgestellt. Diese Schwachstelle wurde

bei der zweiten Prototypenserie mit großem Erfolg ausgebessert.

Das zuvor entwickelte FE-Modell wurde weiterentwickelt, so dass das eventuell auftretende Versagen der Schweißverbindung berücksichtigt werden kann. Zur Bestimmung der benötigten Parameter zur Definition des Versagenskriteriums wurden der Trommel-Schälversuch und der Scherzugversuch simuliert und anhand der experimentellen Ergebnisse kalibriert. Das verwendete Tool zur Simulation des Versagens der Schweißverbindung ist in der Lage den Vorgang des Abreißen der Schweißverbindung plausibel zu beschreiben. Die Schwierigkeit besteht jedoch in der Einhaltung der Parameter zur Definition des Versagenskriteriums. Da die Einhaltung der zuvor definierten Parameter nicht gewährleistet ist liefern die Simulationsmodelle unzuverlässige Ergebnisse.

In der strukturdynamischen Untersuchung wurden ebene Sandwichstrukturen und eine Sandwichstruktur in Form eines  $45^\circ$ -Ausschnittes aus einem Konus untersucht. Es wurden die Eigenformen, die Eigenfrequenzen und die modalen Dämpfungen ermittelt. Die simulierten und die analytisch berechneten Eigenfrequenzen zeigen eine gute Übereinstimmung im Vergleich zu den Experimenten. Anschließend wurde eine anwendungsrelevante Random-Anregung an der Sandwichstruktur in Form eines  $45^\circ$ -Ausschnittes aus einem Konus experimentell durchgeführt. Bei der hier untersuchten Random-Anregung liefert das entwickelte Simulationsmodell realitätsnahe Ergebnisse der Strukturbeanspruchungen.

Während der Forschungsarbeit kamen einige Ideen zur Weiterentwicklung des hier vorgestellten FE-Modells, wie z.B. die Modellierung des Kerns als eine verschmierete Struktur mit zuvor berechneten effektiven Materialparametern. Dies wurde bereits in einer kleinen Studie umgesetzt. Die Ergebnisse sind vielversprechend. Diese Vorgehensweise würde den Modellierungsaufwand und die Simulationszeit erheblich reduzieren. Interessant wäre auch eine Untersuchung zum optimalen Aufbau der Struktur, insbesondere zu dem Aufbau des Kerns, im Hinblick auf die Erhöhung der Beulsteifigkeit bei einem gleichbleibenden Gewicht.

# Literaturverzeichnis

- [1] W. Nachtigall and K.G. Blüchel. *Das große Buch der Bionik: Neue Technologien nach dem Vorbild der Natur*. Dt. Verl.-Anst., 2000.
- [2] T. Bitzer. *Honeycomb Technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing*. Chapman & Hall, 1997.
- [3] Diepresse.com. Geschichte: 147 Jahre Ölpreis. [http://diepresse.com/home/wirtschaft/340624/Geschichte\\_147-Jahre-Oelpreis](http://diepresse.com/home/wirtschaft/340624/Geschichte_147-Jahre-Oelpreis), Mai 2011.
- [4] G. Kopp et al. Innovative Sandwichstrukturen für den funktionsintegrierten Leichtbau. <http://www.atzonline.de/index.php?do=show&alloc=3&id=9643>, 2009.
- [5] O.T. Thomsen et al. *Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials: Proceedings of the 7th International Conference on Sandwich Structures*. Springer, 2005.
- [6] Hexcel. Produktpalette Hexcel. <http://hexcel.com/products1>, Mai 2011.
- [7] Timet. Timetal 50 A. <http://www.matweb.com/search/datasheet.aspx?matguid=247af0c81c8a4a9da817bafa791d20bf&ckck=1>, 2011.
- [8] H.V. Fuchs. *Schallabsorber und Schalldämpfer: Innovative akustische Konzepte und Bauteile mit praktischen Anwendungen in konkreten Beispielen*. VDI-Buch. Springer, 2010.
- [9] P. Zeller. *Handbuch Fahrzeugakustik: Grundlagen, Auslegung, Berechnung, Versuch*. ATZ-MTZ Fachbuch. Vieweg + Teubner, 2009.
- [10] Patrick Hoewel. Hightech rund ums Triebwerk. <http://www.mtu.de/de/take-off/report/archiv/12007/107nacelles/index.html>, 2011.

- [11] Hexcel. Hexweb Acoustical Absorbtion Honeycomb Product Data. <http://www.hexcel.com/Resources/DataSheets/Brochure-Data-Sheets/AWorldofCompositeTechnologies.pdf>, 2006.
- [12] A.G. Evans et al. *Multifunctionality of Cellular Metal Systems*. Progress in materials science. Pergamon, 1998.
- [13] H. Altenbach and A. Oechsner. *Cellular and Porous Materials in Structures and Processes*. Springer Verlag Wien New York, 2009.
- [14] L.J. Gibson and M.F. Ashby. *Cellular Solids: Structure and Properties*. Cambridge University Press, Cambridge, New York, Melbourne, 2nd edition, 1999.
- [15] H.P. Degischer and B. Kriszt. *Handbook of Cellular Metals: Production, Processing, Applications*. Wiley-VCH, 2002.
- [16] A. Öchsner et al. *Materials with Complex Behaviour: Modelling, Simulation, Testing, and Applications*. Advanced Structured Materials. Springer, 2010.
- [17] D.S. Schwartz. *Porous and Cellular Materials for Structural Applications: Symposium held April 13-15, 1998, San Francisco, California, U.S.A.* Proceedings of SPIE, the International Society for Optical Engineering. Materials Research Society, 1998.
- [18] T.W. Clyne and F. Simancik. *Metal Matrix Composites and Metallic Foams*. Number Bd. 5. Wiley-VCH, 2000.
- [19] L.J. Gibson. Machnical Behavior of Metallic Foams. *Annual Review of Materials Science*, Vol.30 December 2010.
- [20] F. G. Rammerstorfer et al. Buckling in thin walled Micro and Meso Structures of Lightweight Materilas and Material Compounds. *Computational Mechanics*, pages 470–478, Vol. 37 2006.
- [21] J.C. Wallach et al. Mechanical Behavior of a three-dimensional Truss Material. *International Journal of Solids and Structures*, pages 7181–7196, Vol. 38 2001.
- [22] L. Gong et al. Compressive Response of open-cell Foams. Part 1 Morphology and elastic Properties. *International Journal of Solids and Structures*, pages 1355–1379, Vol. 42 2005.

- [23] S. D. Papka and S. Kyriakides. In-plane biaxial Crushing of Honeycombs-Part2: Analysis. *International Journal of Solids and Structures*, pages 4397–4423, Vol. 36 1999.
- [24] N.J. Hoff and S.E. Mautner. Buckling of Sandwich Types Panels. *Journal of Aeronautical Sciences*, pages 285–297, Vol. 12 1945.
- [25] R.A. Staal et al. Predicting Failure Loads of undamaged Sandwich Honeycomb Panels subject to Bending. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, 2009.
- [26] W.K. Vonach. *A general Solution to the Wrinkling Problem of Sandwiches*. Fortschritt-Berichte VDI. VDI Verl., 2001.
- [27] A.V. Lopatin and E.V. Morozov. Symmetric Facing Wrinkling of Composite Sandwich Panels. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, pages 475–497, Vol. 10 2008.
- [28] V. Koissin et al. Effect of physical Nonlinearity on local Buckling in Sandwich Beams. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, pages 477–494, Vol. 12 2010.
- [29] L. Fagerberg and D. Zenkert. Imperfection induced Wrinkling Materials Failure in Sandwich Panels. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, 2005.
- [30] Handbuch Struktur Berechnung. *Flat Sandwich Panels under in-plane Compression and Shear*, 2008.
- [31] J. Wiedemann. *Leichtbau: Elemente und Konstruktion*. Klassiker der Technik. Springer, 2006.
- [32] M. Wahle. Leichtbaustrukturen Vorlesung. *Fachhochschule Aachen, Fachbereich 6*, WS 2001/2002.
- [33] E. W. Andrews et al. Size Effects in ductile Cellular Solids. Part 2: Experimental Results. *International Journal of Mechanical Sciences*, pages 701–713, Vol. 43 2001.
- [34] M. Styles et al. The Effect of Core Thickness on the flexural Behaviour of Aluminium Foam Sandwich Structures. *Composite Structures*, pages 532–538, Vol.80 2007.

- [35] E.W. Andrews et al. The Creep of Cellular Solids. *Acta Materialia*, pages 2853–2863, Vol. 47 1999.
- [36] E.W. Andrews et al. Creep Behavior of a closed-cell Aluminium Foam. *Acta Materialia*, pages 2927–2935, Vol. 47 1999.
- [37] E.R. Romijn and N.A. Fleck. The Fracture Toughness of planar Lattices: Imperfection Sensitivity. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, pages 2538–2564, Vol. 55 2007.
- [38] I. Quintana-Alonso and N.A. Fleck. Damage Tolerance of a Sandwich Panel containing a cracked Square Lattice Core. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, pages 139–158, Vol. 12 2010.
- [39] Y. Sugimura et al. Compression Fatigue of a cellular Alloy. *Materials Science and Engineering A*, pages 38–48, Vol. 269 1999.
- [40] A.M. Harte et al. Fatigue Failure of an open-cell and a closed-cell Aluminium Alloy Foam. *Acta Materialia*, pages 2511–2524, Vol. 47 1999.
- [41] 53293 DIN-Norm. *Prüfung von Kernverbunden, Biegeversuch*, 1982.
- [42] 14125 ISO-Norm. *Faserverstärkte Kunststoffe, Bestimmung der Biegeeigenschaften*, 1998.
- [43] R. Bürgel. *Festigkeitslehre und Werkstoffmechanik. 1. Lehr- und Übungsbuch Festigkeitslehre*. Studium Technik. Vieweg, 2005.
- [44] D 7250 M ASTM Norm. *Standart Practice for Determing Sandwich Beam Flexural and Shear Stiffness*, 2006.
- [45] Handbuch Struktur Berechnung. *Blatt 41222-01*, 1970.
- [46] D. G. Ahn et al. Experimental Determination of elastic Properties of the Core in a thin Sandwich Plate with a metallic Truss Core. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Vol. 10 No.5 December 2009.
- [47] D. Radaj and M. Vormwald. *Ermüdungsfestigkeit Grundlagen für Ingenieure*. Springer, 2007.
- [48] H. Neuber. *Kerbspannungslehre*. Springer Verlag, 1935.
- [49] 50125 DIN-Norm. *Prüfung metallischer Werkstoffe-Zugproben*, 2009.

- [50] Aerospace AG PFW. *Inspection Certificate*, 21.01.2008.
- [51] Titanium Metals Corporation Timet. *Timetal 50 A Werkstoffeigenschaften*.
- [52] *Fügetechnik, Schweißtechnik*. Schweißen, D.V., DVS-Verl., 2004.
- [53] U. Dilthey. *Schweißtechnische Fertigungsverfahren. 2. Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*. Kurzlehrbücher für Studium und Praxis. Springer, 1995.
- [54] D. Muhs et al. *Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung*. Viewegs Fachbücher der Technik. Vieweg, 2007.
- [55] C. Schwenk. *FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche - Sensitivitätsanalyse durch Variation der Werkstoffkennwerte*. BAM-Dissertationsreihe. BAM, 2007.
- [56] D. Radaaj. *Wärmewirkung des Schweißens*. Springer, 1988.
- [57] A. Vichniakov. *FEM-Werkzeug für Widerstandsbuckelschweißen von Kupferlegierungen*. Schriftenreihe Fügetechnik Magdeburg. Shaker, 2004.
- [58] J. Goldak et al. A new ,Finite Element Model for Welding Heat Sources. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 15:299–305, 1984.
- [59] L.E. Lindgren. *Computational Welding Mechanics: Thermomechanical and Microstructural Simulations*. Woodhead Publishing in materials. Woodhead, 2007.
- [60] J. Goldak and M. Akhlaghi. *Computational Welding Mechanics*. Springer, 2005.
- [61] S. Sommer. *Modellierung des Verformungs- und Versagensverhaltens von Punktschweißverbindungen unter monoton ansteigender Belastung*. Schriftenreihe Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnik. Shaker, 2009.
- [62] F. Seeger et al. An Investigation on Spot Weld Modelling for Crash Simulation with LS-Dyna. *LS-Dyna Anwendungsforum*, Bamberg 2005.
- [63] B. Hupfer et al. Zugversuch und Schälversuch im Vergleich; Verbundfestigkeit bei Zweikomponentenanwendungen. *KGK, Prüfen und Messen*, November 2007.
- [64] 53295 DIN-Norm. *Prüfung von Kernverbunden, Trommel-Schälversuch*, 1982.
- [65] 14273 ISO-Norm. *Probenmaße und Verfahren für die Scherzugprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln*, 2002.

- [66] 29878 DIN-Norm. *Luft- und Raumfahrt- Widerstandspreßgeschweißte, metallische Bauteile- Technische Lieferbedingungen*, 2008.
- [67] Inc. Ansys. *Theory Reference 4. Structures with Material Nonlinearities 4.13. Cohesive Zone Material Model*, 2011.
- [68] Inc. Ansys. *Element Reference SOLSH190*, 2011.
- [69] Inc. Ansys. *Theory Reference 4. Structures with Material Nonlinearities 12.1 Including Debonding in a Contact Analysis*, 2011.
- [70] H. R. Schwarz and N. Köckler. *Numerische Mathematik*. Vieweg + Teubner, 2009.
- [71] G. Opfer. *Numerische Mathematik für Anfänger: Eine Einführung für Mathematiker, Ingenieure und Informatiker*. Grundkurs Mathematik. Vieweg, 2001.
- [72] M. Wahle. *Grundlagen der Maschinen-und Strukturodynamik*. Verlag Mainz, 1998.
- [73] M. Wahle. *Dynamik (Kinematik und Kinetik)*. Verlag Mainz, 1998.
- [74] D. Gross et al. *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Springer-Lehrbuch. Springer Verlag, 2012.
- [75] L. Papula. *Mathematik für Ingenieure und Naturwissenschaftler Band 2*. Viewegs Fachbücher der Technik, 1997.

# Anhang A

## Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen Sandwichstruktur

Die analytische Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der einseitig eingespannten ebenen Sandwichstruktur erfolgt mit der Methode der Reduktion der Struktur. Dabei wird die hier untersuchte zellulare Sandwichstruktur zu einem Biegeschwinger mit einem Freiheitsgrad reduziert. Zum Vergleichszweck wird das Verfahren der Schwingungen eines Kontinuums herangezogen.

Die Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen Struktur mit dem Reduktionsverfahren erfolgt nach [72]:

$$\omega_e = \sqrt{\frac{k_{red}}{m_{red}}}, \quad (\text{A.1})$$

wobei  $m_{red}$  die reduzierte Masse des frei schwingenden Balkens ist und  $k_{red}$  die reduzierte Steifigkeit ist.

Aus der elementaren Festigkeitlehre gilt für die Steifigkeit eines Kragbalkens:

$$k_{red} = \frac{3EI}{L^3}, \quad (\text{A.2})$$

mit  $E$  dem Elastizitätsmodul von  $118353 \text{ N/mm}^2$ ,  $I$  dem Flächenträgheitsmoment und  $L$  der freien Länge.

Die reduzierte Masse berechnet sich nach [72]:

$$m_{red} = m \int_0^1 \left( \frac{w(x)}{w_0} \right)^2 d\left(\frac{x}{L}\right). \quad (\text{A.3})$$

Wird für die Biegelinie  $w(x)$  der Ansatz der statische Biegelinie festgelegt, so ergibt sich die reduzierte Masse zu:

$$m_{red} = \frac{33}{140}m. \quad (\text{A.4})$$

Die Tabelle A.1 zeigt die Ergebnisse der Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm für zwei freie Längen. Die Berechnung des Flächenträgheitsmoments wurde im Kapitel 3.1.4 vorgestellt.

Eine weitere mögliche Vorgehensweise ist das Betrachten der Sandwichkonstruktion als ein Kontinuumschwinger. Nach der Theorie der Schwingungen der Kontinua gilt nach [72]:

$$\omega_i = A_i \sqrt{\frac{EI}{\mu L^4}}, \quad (\text{A.5})$$

mit  $A_1$  von 3,52 für die 1. Biegeeigenfrequenz und  $\mu$  für die Massebelegung (Masse bezogen auf die Länge). Es wird hier die Vereinfachung getroffen, dass die Massenbelegung der Sandwichstruktur als konstant zu betrachten ist. Die Tabelle A.1 zeigt die Ergebnisse der Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz der ebenen Sandwichstruktur mit einer Höhe von 30 mm für zwei freie Längen.

Die 1. Biegeeigenfrequenzen, berechnet nach den hier vorgestellten Verfahren, zeigen untereinander gute Übereinstimmungen. Der Rechenaufwand ist bei beiden Verfahren vergleichbar gering.

**Tabelle A.1:** Analytische Berechnung der 1. Biegeeigenfrequenz einer ebenen zellularen Sandwichstruktur (Höhe 30 mm)

$L$ [mm]	$I$ [mm <sup>4</sup> ]	$k_{red}$ [N/m]	$m$ [kg]	$f_e$ [Hz]	
				Statische Biegelinie	Kontinuum
460	12950	47238	0,29	132	130
560	12950	26182	0,35	90	88

## Anhang B

# Einspannvorrichtung für die Teststruktur in Form des 45°-Ausschnittes aus einem Konus

Um die Teststruktur in Form des 45°-Ausschnittes aus einem Konus strukturdynamisch untersuchen zu können, wurde eine speziell an die Geometrie des Testkörpers angepasste Einspannvorrichtung entwickelt. Die Vorgaben für die Konstruktion sind geringes Gewicht der Einspannvorrichtung und eine beschädigungsfreie Einspannung des Probekörpers (keine Bohrungen).

Die Einspannvorrichtung des Probekörpers wird wie folgt konstruiert und aufgebaut: Zuerst wird in einem massiven Block eine Nut ausgefräst, die den gleichen Radius aufweist wie der Probekörper (siehe Abb. B.1). Dieser Block enthält weitere Ausfräsungen für die Kugellager (siehe Abb. B.2 a). Die Kugeln befinden sich ihrerseits in einer Bohrung der Klemmbacken (siehe Abb. B.2 b). Die Klemmbacken weisen an der Kontaktfläche mit dem Probekörper die gleiche Krümmung wie der Probekörper auf. Die Kugeln ermöglichen eine Rotation der Klemmbacken, diese können sich dadurch besser der Probe anzupassen. Die Klemmbacken sind mit Gewindestangen verklebt, die auf der anderen Seite des Blocks mit Muttern angezogen werden (siehe Abb. B.3). Die gesamte Konstruktion der Einspannvorrichtung zusammen mit dem Probekörper ist in Abb. B.4 dargestellt.

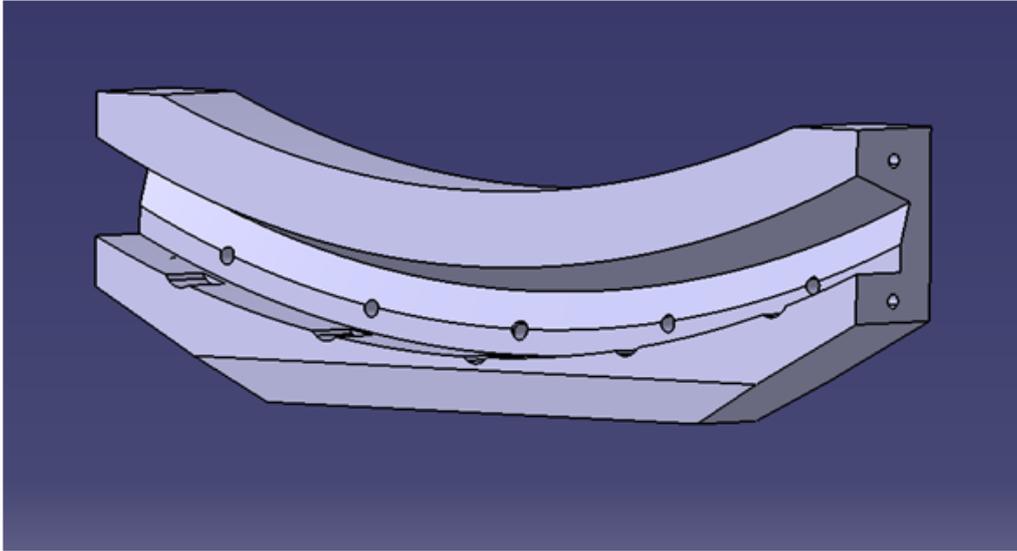
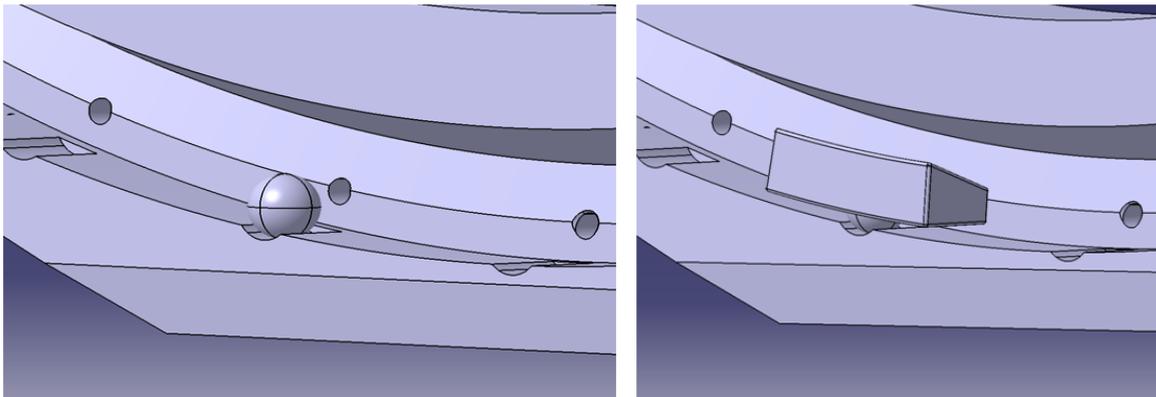


Abbildung B.1: Block mit einer Nut



(a) Position der Kugel

(b) Position der Klemmbacke

Abbildung B.2: Aufbau der Einspannvorrichtung

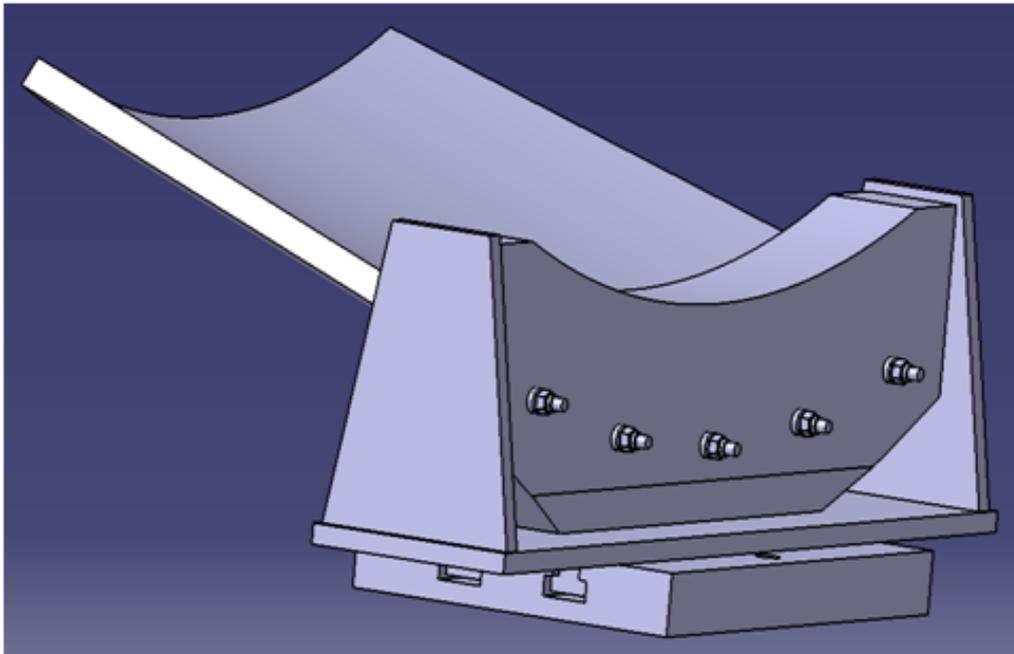


Abbildung B.3: Rückseite der Einspannvorrichtung

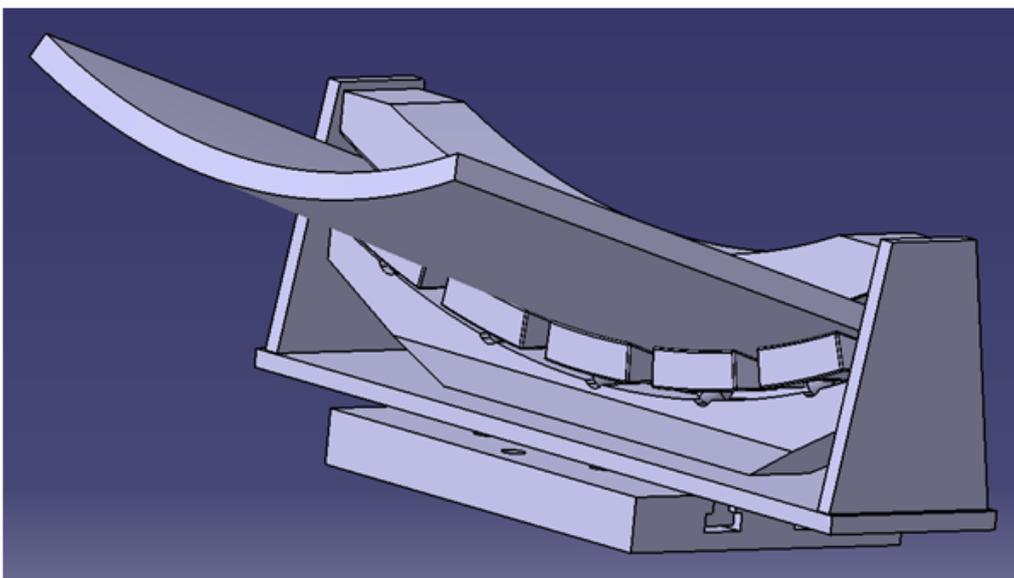


Abbildung B.4: Konstruktion der Einspannvorrichtung mit dem Probekörper



# Anhang C

## Berechnung des Flächenträgheitsmoments für den 45°-Ausschnitt aus einem Konus

An dieser Stelle wird die Vorgehensweise zur analytischen Berechnung des Flächenträgheitsmoments des 45°-Ausschnittes aus einem Konus vorgestellt. Das Ergebniss geht in die Berechnung vorgestellt im Kapitel 5.2.3 ein. Zur Berechnung des Flächenträgheitsmoments werden zwei Schnitte in der Struktur festgelegt: Der erste Querschnitt befindet sich an der Einspannstelle, der zweite ist bei dem äußeren Querblech (siehe Abb.C.1). Das effektive Flächenträgheitsmoment wird gebildet nach:

$$I = \sqrt{I_1 I_2}. \quad (C.1)$$

Als erstes wird der Schwerpunkt der Querschnitte berechnet. Der Schwerpunkt des Bogens berechnet sich nach [75]:

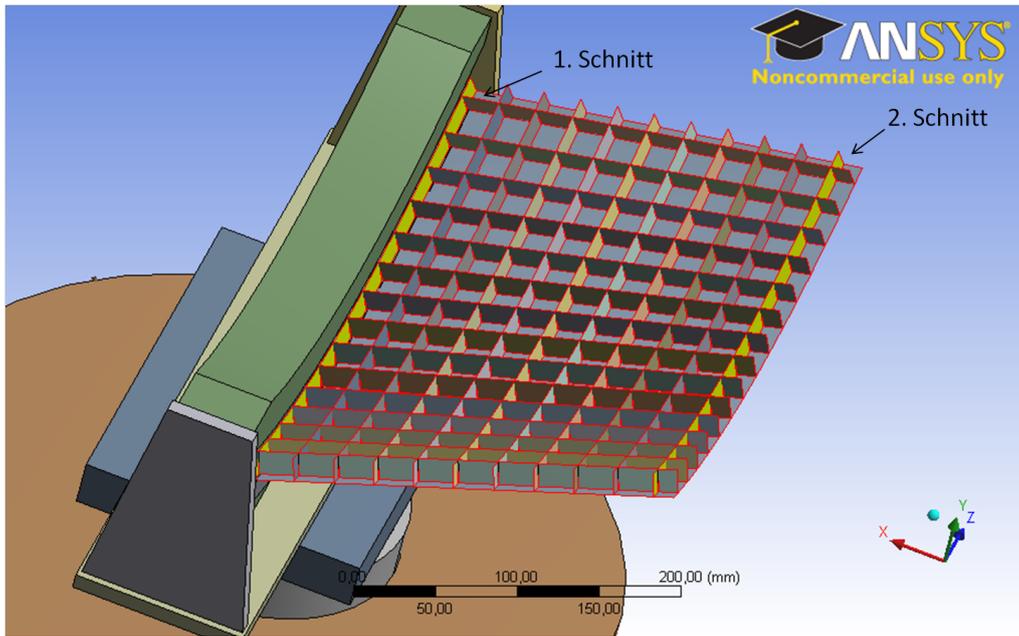
$$y_{sB} = \frac{1}{A} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{r_i}^{r_a} r^2 \sin \varphi \, dr d\varphi, \quad (C.2)$$

wobei  $A$  für den Flächeninhalt des Bogens steht,  $\varphi$  ist der Winkel und  $r$  ist der Radius des Bogens.

Nach der Intergration ergibt sich:

$$y_{sB} = \frac{1}{3A} (\cos \varphi_2 - \cos \varphi_1) (r_a^3 - r_i^3). \quad (C.3)$$

Neben den beiden Bögen sollen die Querstege in die Berechnung des Flächenträgheitsmoments einfließen. Die Berechnung des Schwerpunktes ausgehend von mehre-



**Abbildung C.1:** Festlegung der Schnitte im 45°-Ausschnitt aus einem Konus zur Auswertung des Flächenträgheitsmomentes

ren Komponenten  $i$  erfolgt nach:

$$y_s = \frac{\sum A_i y_{si}}{\sum A_i}. \quad (\text{C.4})$$

Die Tabelle C.1 zeigt die berechnete Schwerpunktlage für die zwei Querschnitte bezogen auf den Kreismittelpunkt. Als nächstes wird das axiale Flächenträgheitsmoment der Bögen bezogen auf den Kreismittelpunkt in Polarkoordinaten berechnet nach [75]:

$$I_{xB} = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{r_i}^{r_a} r^3 \sin^2 \varphi \, dr d\varphi. \quad (\text{C.5})$$

Die erste Integration ergibt:

$$I_{xB} = \frac{1}{4} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} (r_a^4 - r_i^4) \sin^2 \varphi \, d\varphi. \quad (\text{C.6})$$

Die zweite Integration ergibt:

$$I_{xB} = \frac{1}{4} (r_a^4 - r_i^4) \left( \frac{\varphi_2}{2} - \frac{\sin 2\varphi_2}{4} - \left( \frac{\varphi_1}{2} - \frac{\sin 2\varphi_1}{4} \right) \right). \quad (\text{C.7})$$

Dabei ist die verwendete Winkeldefinition zu beachten. So ergeben sich für einen 45°-Ausschnitt die Winkel  $\varphi_1 = 67,5^\circ$  und  $\varphi_2 = 112,5^\circ$ . Neben den beiden Bögen müssen noch die Stege in die Berechnung des Flächenträgheitsmoments einfließen.

Die Tabelle C.1 zeigt das berechnete Flächenträgheitsmoment für die zwei Schnitte. Das effektive Flächenträgheitsmoment konnte nach Gleichung C.1 zu  $31574 \text{ mm}^4$  berechnet werden.

**Tabelle C.1:** Schwerpunkt und Flächenträgheitsmoment des 45°-Ausschnittes aus einem Konus

	Radius	Schwerpunkt	Flächenträgheitsmoment
Schnitt 1	540,5 mm	534,3 mm	$35319 \text{ mm}^4$
Schnitt 2	462,3 mm	458,1 mm	$28226 \text{ mm}^4$

---

## Selbstständigkeitserklärung

Hiermit erkläre ich, dass die vorliegende Arbeit selbständig, ohne fremde Hilfe und ohne Benutzung anderer als die angegebenen Hilfsmittel angefertigt wurde. Die aus fremden Quellen (einschließlich elektronischer Quellen) direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind ausnahmslos als solche kenntlich gemacht. Die Arbeit wurde nicht in gleicher oder ähnlicher Form oder auszugsweise im Rahmen eines anderen Promotionsverfahrens vorgelegt.

Bottrop, den 18.09.2012

# Lebenslauf

---

*Julia Engelmann geb. Weigant*

## Berufspraxis

- 9/2009 - Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Labor für Leichtbau und Schwingungstechnik,  
10/2011 Fachbereich Luft- und Raumfahrttechnik der Fachhochschule Aachen  
Tätigkeiten:
- Durchführung von Simulationen und Experimenten an unterschiedlichen Probekörpern und Substrukturen
  - Betreuung von Master-, Diplom- und Studienarbeiten
  - Mitwirkung bei den Lehrveranstaltungen
- 6/2005 - Studentische Hilfskraft am Fraunhofer-Institut für Lasertechnik, Aachen  
9/2007 Tätigkeiten:
- Durchführung und Auswertung der Experimente
  - Betreuung und Wartung des Prüfstandes

## Studium

- 9/2004 - Dipl.-Ingenieurin Studiengang Maschinenbau,  
8/2008 Studienrichtung Luft- und Raumfahrt, Studienschwerpunkt Flugzeugbau an der Fachhochschule Aachen
- 10/2007- Diplomarbeit bei nCode International Ltd., Sheffield, England  
09/2008
- Titel Development and verification of a software tool for the life time prediction of components under high temperature environment based on FEM

## Schulbildung

- 9/1997 - Allgemeine Hochschulreife am Wilhelm-Hittorf-Gymnasium in Münster  
6/2004
- 9/1990 - Gesamtschule in Engels, Russland  
6/1996

Bottrop, den 18.09.2012