



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg  
*Hamburg University of Applied Sciences*

## **Masterarbeit**

Simon Gustowski

# **Untersuchung von numerischen Modellierungsverfahren für Verbindungen von Sandwichstrukturen im Flugzeugbau**

*Fakultät Technik und Informatik  
Department Fahrzeugtechnik und Flugzeugbau*

*Faculty of Engineering and Computer Science  
Department of Automotive and  
Aeronautical Engineering*

**Simon Gustowski**

**Untersuchung von numerischen  
Modellierungsverfahren für  
Verbindungen von Sandwichstrukturen  
im Flugzeugbau**

Masterarbeit eingereicht im Rahmen der Masterprüfung

im Studiengang Flugzeugbau  
am Department Fahrzeugtechnik und Flugzeugbau  
der Fakultät Technik und Informatik  
der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

in Zusammenarbeit mit:  
Elan-Ausy  
Structure Development  
Harburger Schloßstraße 24  
21079 Hamburg

Erstprüfer/in: Prof. Dr.-Ing. Martin Wagner  
Zweitprüfer/in: Dr.-Ing. Jörg Seeger

Abgabedatum: 21.12.2016

# **Zusammenfassung**

**Simon Gustowski**

## **Thema der Bachelorthesis**

Untersuchung von numerischen Modellierungsverfahren für Verbindungen von Sandwichstrukturen im Flugzeugbau

## **Stichworte**

Sandwichbauweise, Honigwabenkern, Sandwichverbindungen, Verbindungstechniken, Verzapfung, Finite-Elemente-Methode, Vier-Punkt-Biegeversuch, Schubrahmenversuch, Auszugversuch, Kernschubversagen, Tsai-Wu-Kriterium, Gewebe

## **Kurzzusammenfassung**

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Untersuchung von Sandwichverbindungen mit der Verzapfungstechnik. Dabei wird die Abbildung des realen Verhaltens hinsichtlich des Versagens von Sandwichverbindungen mittels der Finiten-Elemente-Methode untersucht. Unter strukturmechanischen Aspekten werden die numerische Analysen, basierend auf realen Versuchsdurchführungen, ausgewertet. In diesem Zusammenhang kommen unterschiedliche Modellierungsansätze wie auch Diskretisierungsgrade zur Anwendung, die stets im Detailgrad gesteigert werden. Hieraus sollen die Möglichkeiten und Grenzen, die mit der jeweiligen Modellierungsvariante einhergehen, herausgestellt werden.

**Simon Gustowski**

## **Title of the paper**

Investigation of numerical modeling methods for sandwich joints in aeronautical engineering

## **Keywords**

Sandwich construction, honeycomb, sandwich joints, mortise and tenon, finite-element-method, four point bending test, picture-frame shear test, pull-out test, core shear failure, Tsai-Wu criterion, weave

## **Abstract**

The present work deals with the investigation of sandwich joints with "mortise and tenon" technique. The simulation of real behavior is investigated by using finite element method with regard to the failure of sandwich joints. The numerical analyzes are evaluated by using structural mechanics. In this context, different modeling approaches as well as different degrees of discretization are used, which are evermore increased in detail. The capabilities and limitations associated with the respective type of modeling are to be pointed out.

## **Aufgabenstellung Masterarbeit**

**Thema:**

### **Untersuchung von numerischen Modellierungsverfahren für Verbindungen von Sandwichstrukturen im Flugzeugbau**

**Bearbeiter:** B. Eng. Simon Gustowski  
**Erstprüfer:** (HAW)  
**Zweitprüfer:** Dr.-Ing. Jörg Seeger (ELAN-AUSY GmbH)  
**Betreuer:** Dr.-Ing. Jörg Seeger (ELAN-AUSY GmbH)

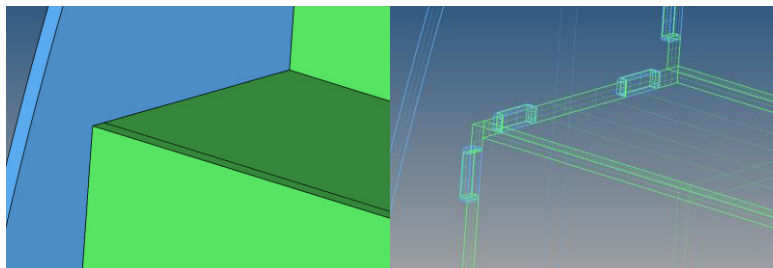
**Bearbeitungszeitraum:** 6 Monate

Das Bestreben der Flugzeughersteller, die Flugzeuge leichter und effizienter zu bauen, äußert sich in erster Linie durch vermehrten Einsatz von leichten und festen Werkstoffen z.B. im Rumpf- oder Fahrwerkbereich. Des Weiteren bietet die Innenausstattung durch die hohe Anzahl an Sitzen, schweren Küchen und insbesondere großvolumigen Waschräumen großes Potential zur Gewichtsreduktion.

Sandwichmaterialien spielen dabei eine wichtige Rolle. Insbesondere die Verbindung von Sandwichpaneelen (z.B. durch Verzapfung) stellt dabei eine besondere Herausforderung an die numerische Simulation.

Zielsetzung dieser Arbeit ist die Verbesserung der numerischen Modelle zur Auslegung von Sandwichbauteilen. Die einzelnen Arbeitsschritte sind:

- Erstellung von mind. 3 verschiedenen FE-Modellierungsprinzipien mit unterschiedlichen Diskretisierungsgraden, der Wabenstruktur und Decklage in HyperWorks-Umgebung
- Integration von verschiedenen Verbindungstechniken (Inserts, Profile, Mortise, etc.) in oben genannten Faserverbundstrukturen
- Durchführung von verschiedenen Belastungszuständen
- Durchführung einer Vergleichsanalyse zwischen den einzelnen Modellierungsprinzipien
- Erstellung einer Handlungsempfehlung zur Lösung von konstruktiven Problemstellungen mittels obiger Lösungsansätze



**Abbildung 1: Verbindung von Sandwichpaneelen durch Verzapfung**

# Vorwort

Die vorliegende Masterarbeit entstand im Rahmen meines Studiums an der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg. Diese wurde in Kooperation mit Elan-Ausy in Hamburg angefertigt.

An dieser Stelle möchte ich meinen Prüfern und Betreuern, Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Wagner und Herrn Dr.-Ing. Jörg Seeger, für Ihre Unterstützung bei der Erstellung dieser Master-Thesis danken.

Besonders möchte ich mich bei meinem industriellen Betreuer Dr.-Ing. Jörg Seeger bedanken, der mich bei den fachlichen Problemen tatkräftig unterstützt hat und mir viele Ideen und Anregungen rund um die Masterarbeit gegeben konnte.

Zuletzt möchte ich meinen Eltern danken, die mich so großartig auf meinem bisherigen Lebensweg begleitet und unterstützt haben.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>viii</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>x</b>
<b>Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen</b>	<b>xi</b>
<b>Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen</b>	<b>xii</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Aufgabenstellung und Zielsetzung . . . . .	3
<b>2 Sandwichbauweise</b>	<b>5</b>
2.1 Definition von Sandwichstrukturen . . . . .	5
2.2 Funktionstrennung von Sandwichkomponenten . . . . .	6
2.3 Materialien und Materialeigenschaften . . . . .	7
2.3.1 Deckschichten . . . . .	8
2.3.2 Sandwichkern . . . . .	10
2.4 Verbindung von Deckschicht und Kern . . . . .	11
2.5 Versagensarten . . . . .	12
2.6 Verbindungstechniken . . . . .	15
2.7 Nicht-lösbare Verbindungen . . . . .	15
<b>3 Theoretische Grundlagen</b>	<b>17</b>
3.1 Laminattheorie . . . . .	17
3.1.1 Mikromechanik . . . . .	17
3.1.2 Makromechanik . . . . .	18
3.1.3 Versagensanalysen . . . . .	21
3.2 Sandwichbalkentheorie . . . . .	22
3.2.1 Biegelastfall . . . . .	22
3.3 Finite-Elemente-Methode . . . . .	24
3.3.1 Praktische Anwendung . . . . .	25
3.3.2 Genauigkeit der Finiten-Elemente-Methode . . . . .	26

---

3.3.3	Finite Elemente . . . . .	26
3.3.4	Zwangsbedingungen . . . . .	30
<b>4</b>	<b>Experimentelle Studie</b>	<b>31</b>
4.1	Material . . . . .	31
4.2	Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	32
4.2.1	Versuchsproben . . . . .	32
4.2.2	Versuchsaufbau und -durchführung . . . . .	33
4.2.3	Darstellung der Versuchsergebnisse . . . . .	34
4.3	Schubrahmenversuch . . . . .	35
4.3.1	Versuchsproben . . . . .	35
4.3.2	Versuchsaufbau und -durchführung . . . . .	35
4.3.3	Darstellung der Versuchsergebnisse . . . . .	36
4.4	Untersuchung von Sandwichverzäpfungen . . . . .	39
4.4.1	Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	39
4.4.2	Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	41
4.4.3	Auszugversuch . . . . .	42
4.4.4	Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	44
<b>5</b>	<b>Modellierung von Sandwichstrukturen</b>	<b>46</b>
5.1	Modellierung der Sandwichkomponenten . . . . .	46
5.1.1	Deckschichten und Kern . . . . .	46
5.1.2	Klebeverbindung . . . . .	48
<b>6</b>	<b>Validierung des Materialmodells</b>	<b>50</b>
6.1	Software . . . . .	50
6.2	Einheiten . . . . .	50
6.3	Analyseart . . . . .	51
6.4	Definition der Materialparameter . . . . .	51
6.4.1	Deckschichten . . . . .	51
6.4.2	Kernwerkstoff . . . . .	52
6.5	Definition der Elementeigenschaften . . . . .	53
6.5.1	2D-Modell . . . . .	54
6.5.2	Hybrides Modell . . . . .	56
6.5.3	3D-Modell . . . . .	56
6.6	Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	56
6.6.1	Modellaufbau . . . . .	56
6.6.2	Ergebnisdarstellung und Auswertung . . . . .	60
6.7	Schubrahmenversuch . . . . .	66

---

6.7.1	Modellaufbau . . . . .	67
6.7.2	Ergebnisdarstellung und Auswertung . . . . .	70
<b>7</b>	<b>Numerische Untersuchung der Sandwichverbindungen</b>	<b>74</b>
7.1	Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	74
7.1.1	Modellaufbau . . . . .	74
7.1.2	Ergebnisdarstellung und Auswertung . . . . .	79
7.2	Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	87
7.2.1	Modellaufbau . . . . .	87
7.2.2	Ergebnisdarstellung und Auswertung . . . . .	90
7.3	Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	97
7.3.1	Modellaufbau . . . . .	97
7.3.2	Ergebnisdarstellung und Auswertung . . . . .	101
7.4	Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	106
7.4.1	Modellaufbau . . . . .	106
7.4.2	Ergebnisdarstellung und Auswertung . . . . .	108
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>112</b>



# Abbildungsverzeichnis

1.1	Verzapfung einer Sandwichstruktur . . . . .	2
2.1	Aufbau von Sandwichstrukturen . . . . .	5
2.2	Entwicklung vom Vollquerschnitt zum Sandwichaufbau . . . . .	6
2.3	Relativer Einfluss der Sandwichkerndicke auf die Steifigkeit und das Gewicht des Verbundes . . . . .	7
2.4	Schematische Darstellung der drei Grundbindungsarten Leinwand, Körper und Atlas bei Geweben . . . . .	9
2.5	Ausrichtung von Honigwabenkernen . . . . .	11
2.6	Harzanhäufung an den Wabenwänden und den Deckschichten . . . . .	12
2.7	Versagensarten von Sandwichverbunden . . . . .	13
2.8	Übersicht verschiedener Methoden zur Gestaltung von Eckverbindung . . .	15
3.1	Exemplarische Darstellung der Kinematik für ein Laminat nach klassischer Laminattheorie . . . . .	19
3.2	Exemplarische Darstellung der Kinematik für ein Laminat nach der Schubdeformationstheorie erster Ordnung . . . . .	20
3.3	Querschnitt eines Sandwichverbundes . . . . .	23
3.4	Spannungsverläufe in Dickenrichtung . . . . .	23
3.5	Übersicht verschiedener Volumenelemente . . . . .	27
3.6	Auf Biegung beanspruchte vollintegrierte Elemente . . . . .	28
3.7	Auf Biegung beanspruchtes reduziertes Element . . . . .	29
3.8	Schnittgrößen eines Schalenelementes . . . . .	29
4.1	Querschnittsgeometrie der Versuchsproben des Vier-Punkt-Biegeversuches .	32
4.2	Schematischer Versuchsaufbau des Vier-Punkt-Biegeversuches . . . . .	33
4.3	Schematischer Versuchsaufbau des Schubrahmenversuches . . . . .	36
4.4	Geometrische Zusammenhänge beim Schubrahmenversuch . . . . .	37
4.5	Probenmaße der Eckverbindungen des Auszugversuches . . . . .	39
4.6	Schematischer Versuchsaufbau des Auszugversuches für die Eckverbindung .	40
4.7	Probenmaße der Eckverbindungen des Biegeversuches . . . . .	41

4.8	Schematischer Versuchsaufbau des Biegeversuches für die Eckverbindung . .	42
4.9	Probenmaße der T-Stoßverbindungen des Auszugversuches . . . . .	43
4.10	Schematischer Versuchsaufbau des Auszugversuches für die T-Stoßverbindung	43
4.11	Schematischer Versuchsaufbau des Biegeversuches für die T-Stoßverbindung	45
5.1	Verwendete Verfahren zur Modellierung von Sandwichstrukturen . . . . .	46
6.1	Zuweisung der Elementeigenschaften . . . . .	55
6.2	Vernetzung der 2D-Modelle des Vier-Punkt-Biegeversuches . . . . .	57
6.3	Vernetzung der Hybridmodelle des Vier-Punkt-Biegeversuches . . . . .	57
6.4	2D- und 3D-Ansicht der Schalenelemente . . . . .	58
6.5	Spannungsverlauf bei den 3D-Modellen . . . . .	58
6.6	Randbedingungen des Vier-Punkt-Biegeversuches . . . . .	59
6.7	Kraftbelastung beim Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	59
6.8	Normalspannungen $\sigma_1$ bei den 2D-Modellen . . . . .	61
6.9	Normalspannungen $\sigma_1$ bei den Hybridmodellen . . . . .	63
6.10	Normalspannungen $\sigma_1$ bei den 3D-Modellen . . . . .	64
6.11	Lokale Spannungsüberhöhungen in der oberen Deckschicht . . . . .	65
6.12	Nahansicht der lokalen Spannungsüberhöhungen in der Deckschicht . . . . .	66
6.13	Modellierung der Schubrahmenschienen . . . . .	67
6.14	Vernetzung des Schubrahmenversuches . . . . .	68
6.15	Randbedingungen beim Schubrahmenversuch . . . . .	70
6.16	Lastdefinition beim Schubrahmenversuch . . . . .	70
6.17	Schubspannungsverläufe $\tau_{12}$ in der oberen Deckschicht infolge $F_R$ beim Schubrahmenversuch . . . . .	71
6.18	Normalspannungsverläufe $\sigma_1$ und $\sigma_2$ in der oberen Deckschicht infolge $F_R$ beim Schubrahmenversuch . . . . .	72
6.19	Schubspannungsverlauf $\tau_{12}$ im Sandwichkern infolge $F_R$ beim Schubrah- menversuch . . . . .	72
6.20	Verschiebungen $U_2$ infolge $F$ beim Schubrahmenversuch . . . . .	73
7.1	Vernetzung der 2D-Modelle beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	75
7.2	Vernetzung der 3D-Modelle beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	75
7.3	Randbedingungen beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	76
7.4	Lastdefinition beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	77
7.5	Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	78
7.6	Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 3D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	78

---

7.7	Normalspannungen $\sigma_1$ in den inneren Deckschichten des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	80
7.8	Normalspannungen $\sigma_1$ in den äußeren Deckschichten des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	80
7.9	Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	81
7.10	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	81
7.11	Normalspannungen $\sigma_1$ in den Deckschichten des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	83
7.12	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	83
7.13	Normalspannungen $\sigma_3$ im Kern des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	84
7.14	Zunehmende Verformung durch Kernversagen . . . . .	84
7.15	Normalspannungen $\sigma_1$ des 3D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	86
7.16	Schubspannungen $\tau_{13}$ des 3D-Modells beim Auszugversuch . . . . .	86
7.17	Vernetzung der 2D-Modelle beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	87
7.18	Vernetzung der 3D-Modelle beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	88
7.19	Randbedingungen beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	89
7.20	Ansicht der Eckverbindung . . . . .	89
7.21	Lastdefinition beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	90
7.22	Spannungsverlauf $\sigma_1$ in den inneren Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	91
7.23	Festigkeitswert nach Tsai-Wu in den inneren Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	92
7.24	Normalspannungen $\sigma_2$ und Schubspannung $\tau_{12}$ in den inneren Deckschichten des 2D-Modells (Elementgröße: 2,25 mm) . . . . .	92
7.25	Normalspannungen $\sigma_1$ in den Deckschichten des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	93
7.26	Normalspannungen $\sigma_2$ und Schubspannungen $\tau_{12}$ in den Deckschichten des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	93
7.27	Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu in den inneren Deckschichten des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	94
7.28	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	94
7.29	Verformung durch Kernversagen und Ablösung der Klebeverbindung . . . . .	95

7.30	Normalspannungen $\sigma_1$ des 3D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung	96
7.31	Normalspannungen $\sigma_2$ und Schubspannungen $\tau_{12}$ des 3D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	96
7.32	Schubspannungen $\tau_{13}$ des 3D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung	97
7.33	Vernetzung der 2D-Modelle beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . .	98
7.34	Vernetzung der 3D-Modelle beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . .	98
7.35	Randbedingungen beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	99
7.36	Lastdefinition beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	100
7.37	Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 2D-Modells der T-Stoßverbindung . . . . .	100
7.38	Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 3D-Modells der T-Stoßverbindung . . . . .	101
7.39	Normalspannungen $\sigma_{1,max}$ des 2D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	102
7.40	maximaler Festigkeitswert nach Tsai-Wu des 2D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	102
7.41	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des 2D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	103
7.42	Normalspannungen $\sigma_1$ in den Deckschichten des hybriden Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	103
7.43	Festigkeitswert nach Tsai-Wu in den Deckschichten des hybriden Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	104
7.44	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des hybriden Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	104
7.45	Verformung durch Kernversagen und Ablösung der Klebeverbindung . . . .	105
7.46	Normalspannungen $\sigma_1$ des 3D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	106
7.47	Schubspannungen $\tau_{13}$ des 3D-Modells beim Auszugversuch der T-Verbindung	106
7.48	Randbedingungen beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	107
7.49	Lastdefinition beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	107
7.50	Normalspannungen $\sigma_1$ in der zugbeanspruchten Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	108
7.51	Normalspannungen $\sigma_1$ in der druckbeanspruchten Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	109
7.52	maximaler Festigkeitswert nach Tsai-Wu des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	109
7.53	Schubspannungsverlauf $\tau_{13}$ im Kern des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	109

---

7.54	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des hybriden Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	110
7.55	Normalspannungen $\sigma_1$ des hybriden Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	110
7.56	Festigkeitswert nach Tsai-Wu des hybriden Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	111
7.57	Normalspannungen $\sigma_1$ des 3D-Modells beim Biegeversuch der T-Verbindung	111
7.58	Schubspannungen $\tau_{13}$ im Kern des 3D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	111

# Tabellenverzeichnis

4.1	Breitenmaße der Versuchsproben beim Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	32
4.2	Längenabstände beim Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	33
4.3	Resultierende Verschiebung $U_z$ infolge der Kraft $F$ beim Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	34
4.4	Resultierendes Biegemoment $M_b$ und Elastizitätsmoduln $E_x$ . . . . .	34
4.5	Resultierende Versagenslast $F_R$ aus dem Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	34
4.6	Resultierende Verschiebung $U_3$ infolge der Kraft $F$ beim Schubrahmenversuch	37
4.7	Resultierende Gleitung $\gamma$ , <i>Schubmodul</i> $G_{xy}$ und Versagenslast $F_R$ beim Schubrahmenversuch . . . . .	38
4.8	Resultierende Versagenslaste $F_R$ beim Auszugversuch der Eckverbindungen	40
4.9	Resultierende Versagenslaste $F_R$ aus dem Biegeversuch der Eckverbindungen	42
4.10	Resultierende Versagenslast $F_R$ beim Auszugversuch der T-Stoßverbindungen	44
4.11	Resultierende Versagenslast $F_R$ aus dem Biegeversuch der T-Stoßverbindungen	45
6.1	Einheiten . . . . .	50
6.2	Materialparameter der Deckschichten für 2D-Schalenelemente . . . . .	51
6.3	Materialparameter der Deckschichten für 3D-Volumenelemente . . . . .	52
6.4	Materialparameter des Sandwichkerns für 2D-Schalenelemente . . . . .	53
6.5	Materialparameter des Sandwichkerns für 3D-Volumenelemente . . . . .	53
6.6	Materialparameter des GFK-Kerns für 2D-Schalenelemente . . . . .	53
6.7	Materialparameter des GFK-Kerns für 3D-Volumenelemente . . . . .	53
6.8	Lagenanordnung des Sandwichverbundes . . . . .	54
6.9	Lagenanordnung der Lasteinleitung . . . . .	55
6.10	Lagenanordnung des Zapfenauschnitte . . . . .	55
6.11	Anzahl der Freiheitsgrade beim Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	59
6.12	Einzellasthöhe je Diskretisierungsgrad . . . . .	60
6.13	Verschiebung $U_3$ infolge $0,2827 \cdot F_R$ . . . . .	61
6.14	maximale Druckspannungen $\sigma_{min}$ infolge $F_R$ . . . . .	62
6.15	Verschiebung $U_3$ infolge $0,2827 \cdot F_R$ . . . . .	62
6.16	maximale Druckspannungen $\sigma_{min}$ infolge $F_R$ . . . . .	63

---

6.17	Verschiebung $U_3$ infolge $0,2827 \cdot F_R$ . . . . .	64
6.18	maximale Druckspannungen $\sigma_{min}$ infolge $F_R$ . . . . .	64
6.19	Anzahl der Freiheitsgrade beim 2D-Modell des Schubrahmenversuches . . .	68
6.20	Materialparameter des Schubrahmens . . . . .	69
6.21	Elementeigenschaften des Schubrahmens . . . . .	69
6.22	maximale Schubspannungen $\tau_{12,max}$ infolge $F_R$ beim Schubrahmenversuch .	71
6.23	Verschiebung $U_2$ infolge $F$ beim Schubrahmenversuch . . . . .	73
7.1	Anzahl der Freiheitsgrade beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	76
7.2	Verschiebungen $U_{z,max}$ des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	79
7.3	Verschiebungen $U_{z,max}$ des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	82
7.4	Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagens . . . . .	85
7.5	Verschiebungen $U_{z,max}$ des 3D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung . . . . .	86
7.6	Anzahl der Freiheitsgrade beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	88
7.7	Verschiebungen $U_{z,max}$ beim Biegeversuch der Eckverbindung . . . . .	91
7.8	Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagens . . . . .	95
7.9	Anzahl der Freiheitsgrade beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . .	98
7.10	Verschiebungen $U_{z,max}$ beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	102
7.11	Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagens . . . . .	105
7.12	Verschiebungen $U_{y,max}$ beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung . . . . .	108

# Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen

---

<b>Abkürzung</b>	<b>Bezeichnung</b>
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
CFK	Kohlenfaserverstärkter Kunststoff
E-Modul	Elastizitätsmodul
FEM	Finite-Elemente-Methode
G-Modul	Schubmodul
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
KLT	Klassische Laminattheorie
RBE	Rigid Body Element
SDT	Schubdeformationstheorie

---



# Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzung	Bezeichnung	Einheit
$b$	Sandwichbreite	mm
$d$	Abstand zwischen Deckschichtmittelflächen	mm
$D$	Biegesteifigkeit je Längeneinheit	Nmm
$D_0$	Steineranteil der Biegesteifigkeit des Kerns je Längeneinheit	Nmm
$D_c$	Eigenanteil der Biegesteifigkeit des Kerns je Längeneinheit	Nmm
$D_f$	Eigenanteil der Biegesteifigkeit der Deckschichten je Längeneinheit	Nmm
$E$	E-Modul	MPa
$E_c$	E-Modul des Kerns	MPa
$E_f$	E-Modul der Deckschicht	MPa
$E_x$	E-Modul in x-Richtung	MPa
$F_R$	Versagenslast	N
$G$	Schubmodul	MPa
$G_c$	Schubmodul des Kerns	MPa
$G_{xy}$	Schubmodul in lokaler xy-Ebene	MPa
$\gamma$	Schubwinkel	-
$k$	Schubkorrekturfaktor	-
$L$	Sandwichbalkenlänge	mm
$L_A$	Abstand der Stützstellen beim Vier-Punkt-Biegeversuch	mm
$L_B$	Hebelarm beim Vier-Punkt-Biegeversuch	mm
$L_K$	Einspannlänge beim Schubrahmenversuch	mm
$L_S$	Abstand der Lasteinleitungen beim Vier-Punkt-Biegeversuch	mm
$M_x$	Biegemoment um die x-Achse	Nmm
$S$	Schubfestigkeit	MPa
$\sigma_1$	Normalspannung in lokaler x-Richtung	MPa
$\sigma_2$	Normalspannung in lokaler y-Richtung	MPa
$\sigma_3$	Normalspannung in Dickenrichtung	MPa
$\sigma_{f,y}(z)$	Normalspannung in der Deckschicht in y-Richtung	MPa

<b>Abkürzung</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$\sigma_{c,y}(z)$	Normalspannung im Kern in y-Richtung	MPa
$\tau_{12}$	Schubspannung in lokaler xy-Ebene	MPa
$\tau_{13}$	Schubspannung in lokaler xz-Ebene	MPa
$\tau_{23}$	Schubspannung in lokaler yz-Ebene	MPa
$t$	Sandwichdicke	mm
$t_C$	Kerndicke	mm
$t_F$	Deckschichtdicke	mm
$U_y$	Verschiebung in y-Richtung	mm
$U_z$	Verschiebung in z-Richtung	mm
$Y_c$	Druckfestigkeit in lokaler y-Richtung	MPa
$Y_t$	Zugfestigkeit in lokaler y-Richtung	MPa
$X_c$	Druckfestigkeit in lokaler x-Richtung	MPa
$X_t$	Zugfestigkeit in lokaler x-Richtung	MPa

# 1 Einleitung

Im Flugzeugbau nehmen die Anforderungen hinsichtlich des Leistungsvermögens und der Kosteneffizienz stetig zu. Um diesem Anspruch in der Luftfahrt gerecht zu werden, liegt ein großes Augenmerk der Strukturoptimierung auf der Reduzierung des Strukturgewichts. Dies dient dem Zweck, den Kraftstoffverbrauch zu senken, da dieser einen Großteil der operativen Gesamtkosten ausmacht und damit den bedeutendsten Einflussfaktor zur Steigerung der Rentabilität darstellt. Des Weiteren ist das Gewicht ein ausschlaggebendes Kriterium hinsichtlich der Leistungsfähigkeit eines Flugzeuges, sodass ein Gewichtsminimum bei Einhaltung sämtlicher Richtlinien und Sicherheitsbestimmungen anzustreben ist.

Von daher hat besonders die Sandwichbauweise aufgrund ihrer herausragenden Leichtbaugüte in den letzten Jahren und Jahrzehnten enorm an Bedeutung gewonnen. Vor allen Dingen bieten die hohe Biegesteifigkeit sowie das geringe spezifische Gewicht der Sandwichstruktur eine gute Voraussetzung für den Einsatz im Leichtbau, sodass der Gebrauch der Sandwichbauweise aus dem Flugzeugbau nicht mehr wegzudenken ist. Bei Kleinflugzeugen wird die Sandwichbauweise längst für Primärstrukturen genutzt, wohingegen deren Verwendung bei Großflugzeugen zumeist auf Sekundär- und Verkleidungsstrukturen beschränkt ist [1, 2, 3], was nicht zuletzt dem hohen Inspektionsaufwand sowie den komplizierten Reparaturen geschuldet ist [3]. Jedoch bietet insbesondere die Innenausstattung der Verkehrsflugzeuge reichlich Potential zur Gewichtsreduktion. Beispielfhaft seien hier die Bordküchen, Waschräume und die Gepäckablagen erwähnt, für die sich Sandwichverbunde aus Faserverbundwerkstoffen mit einem Honigwabenkern hervorragend eignen, da diese ein äußerst gutes Verhältnis von Gewicht zu spezischer Biegesteifigkeit und zu spezischer Festigkeit aufweisen [1]. Angesichts der besonderen Leichtbaueigenschaften sind Sandwichstrukturen nicht nur im Flugzeugbau vertreten, sondern auch in vielen anderen Anwendungsbereichen weit verbreitet, wie beispielsweise im Fahrzeugbau, Schiffbau und bei Windkraftanlagen [4].

Allerdings stellt besonders die Realisierung von Lasteinleitungs- und Verbindungsstellen eine große Herausforderung bei der Sandwichauslegung dar. Zum einen sind Sandwichstrukturen für die Übertragung von lokal eingeleiteten Kräften für gewöhnlich wenig geeig-

net und zum anderen kommen hohe Anforderungen an die Fertigung hinzu, die das Fügen mehrerer Sandwichbauteile betreffen [5]. Diese Problematik ist im Wesentlichen auf die relativ geringe Steifigkeit des Wabenkerns gegenüber den Deckschichten zurückzuführen, was komplizierte Spannungszustände und Versagensmechanismen an den Verbindungsstellen nach sich zieht. Hinzu kommt die Verwendung unterschiedlicher Materialkombinationen und der damit verbundenen Materialanisotropie der Sandwichverbunde, das zu einem stark nichtlinearen Strukturverhalten führen kann und damit eine Beschreibung und Vorhersage des Verhaltens erheblich erschwert [6]. Entsprechend sind experimentelle sowie numerische Untersuchungen der Verbindungstechniken zwingend erforderlich, um in Zukunft nicht nur das Verhalten der Sandwichstrukturen besser zu verstehen, sondern dieses auch vorhersagen zu können und letztlich eine Überdimensionierung der Struktur infolge unnötig hoher Sicherheitsfaktoren zu vermeiden. Es existieren etliche Möglichkeiten strukturelle Verbindung zwischen Sandwichstrukturen oder mit anderen Komponenten zu bewerkstelligen. Beispielsweise wird eine im Flugzeugbau anzutreffende Fügetechnik mittels einer Verzapfung realisiert, die durch das Verkleben eine stoffschlüssige und zusätzlich geometriebedingt eine formschlüssige Verbindung zwischen den Bauteilen hervorruft (Siehe Abbildung 1.1).

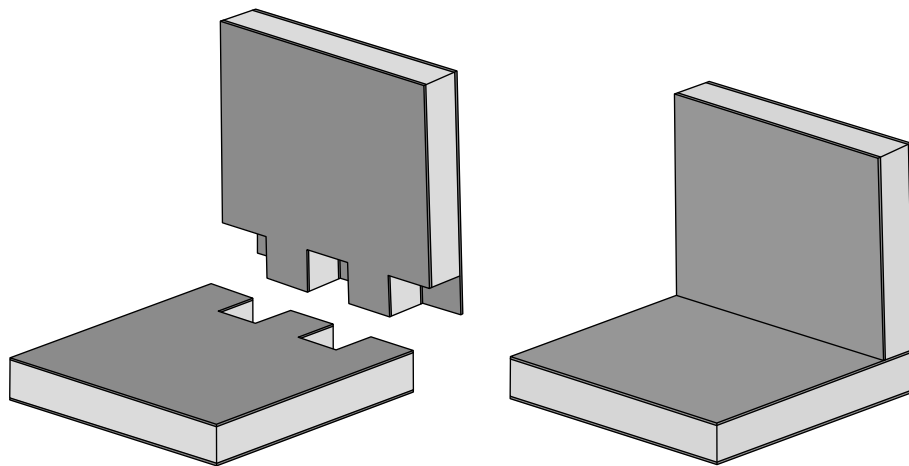


Abbildung 1.1: Verzapfung einer Sandwichstruktur

Für die Auslegung als auch Optimierung einer Struktur eignen sich vor allem numerische Untersuchungen mittels der Methode der Finiten-Elemente. Speziell bei der Sandwichbauweise ergeben sich äußerst unterschiedliche Materialkombinationen, dadurch dass die Sandwichstrukturen dem jeweiligen Belastungszustand angepasst sind. Aufgrund der hohen Sicherheitsanforderungen der Luftfahrt, müssen für alle Kombinationen entsprechende Nachweise erbracht werden, sodass eine Vielzahl an Versuchsdurchführungen von Nöten wäre. Diesbezüglich bietet die FEM ein beträchtliches Potential hinsichtlich der Einspa-

rung von Kosten und Entwicklungszeit, da virtuelle Tests weder aufwendige noch teure Versuchsaufbauten erfordern. Entsprechend schnell und unkompliziert können Anpassungen an den Modellen erfolgen. Die FEM hat sich seit nunmehr vielen Jahren bewährt und ist gemeinhin ein probates Mittel zur Beschreibung und Vorhersage des Strukturverhaltens bei komplizierten Problemen. Nicht zuletzt ist dies der Zuverlässigkeit und der schnellen Realisierung der Berechnung zu verdanken. Weiterhin tragen sie wesentlich zur Kostenreduzierung bei, indem sie, neben der Minderung der Produktionsentwicklungszeit, den Materialeinsatz optimieren. Dadurch bietet die FEM ein allseits bewährtes Mittel zur Lösung von Problemstellungen im Ingenieurbereich.

## 1.1 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Die Aufgabe der Arbeit besteht darin, das strukturmechanische Verhalten von Verzapfungsverbinding bei Sandwichverbunden mittels der Finite-Elemente-Methode zu untersuchen. Die numerischen Untersuchungen basieren auf bereits zuvor durchgeführte experimentelle Versuchsreihen, die mit der FEM nachgestellt werden sollen. Anhand einer Gegenüberstellung der realen und virtuellen Ergebnisse erfolgt eine Bewertung der FE-Modelle hinsichtlich ihrer Genauigkeit bei der Vorhersage des Strukturversagens. Dabei sollen drei verschiedenartige Modellierungsprinzipien zur Anwendung kommen, die zunehmend im Detaillierungsgrad gesteigert werden. Dabei wird analysiert, welche Grenzen und Möglichkeiten mit der jeweiligen Variante einhergehen und inwiefern der hinzukommende Modellierungsaufwand einen zusätzlichen Nutzen liefert. Überdies sind unterschiedliche Diskretisierungsgrade bei der Vernetzung zu verwenden, die einerseits zur Ergebniskontrolle hinsichtlich der Konvergenz dienen und andererseits zeigen sollen, ob mit einer Netzverfeinerung weitere Erkenntnisse zur Abbildung des realen Verhaltens gewonnen werden.

Die Grundlage der Untersuchung bilden der Vier-Punkt-Biegeversuch und der Schubrahmentest. Diese erlauben angesichts der einachsigen Belastungszustände eine analytische Bestimmung der erforderlichen Sandwichparameter unter Verwendung der experimentellen Ergebnisse und liefern darüber hinaus die maximal ertragbaren Spannungen in den Deckschichten. Zunächst werden die beiden Versuche in der FEM mit den ermittelten Werkstoffkennwerten simuliert. Die Simulation soll Aufschluss darüber geben, inwiefern die verwendeten Werkstoffparameter dazu geeignet sind, das reale Verhalten der Sandwichstrukturen global abzubilden. Die Validierung der Ergebnisse stellt somit die Grundvoraussetzung für alle weiteren Berechnungen komplexerer Zustände dar, die sich bei den Sandwichverbindungen ergeben.

---

Sofern die gewählten Werkstoffkennwerte für die Anwendung als angemessen erachtet werden, erfolgt schließlich die numerische Analyse von den Verzapfungsverbindungen bei Sandwichstrukturen. Dazu werden zwei unterschiedliche Verbindungsvarianten untersucht, die jeweils einer Auszug- und einer Biegebelastung ausgesetzt sind. Durch den mehrachsigen Belastungszustand resultiert ein wesentlich komplexeres Strukturverhalten bezüglich der Versagensmechanismen durch meist sehr lokale Effekte, wodurch die Schadensvorhersage erheblich erschwert wird. Infolgedessen soll die Auswertung des Festigkeitsversagens in den Deckschichten mit Zuhilfenahme eines Festigkeitskriteriums erfolgen, mit dem kombinierte Belastungszustände berücksichtigt werden. Die Auswertung der FE-Analysen soll dazu verhelfen, Erkenntnisse über die Genauigkeit der Ergebnisse hinsichtlich der Vorhersage des Strukturversagens anhand von Gemeinsamkeiten und Unterschieden mit der Realität zu erlangen. Dabei soll speziell der Vergleich mit den experimentell ermittelten Ergebnissen Aufschluss über die Einschränkungen der jeweiligen Modellierungsvariante bei der Analyse des Strukturversagens von Verzapfungsverbindungen geben.

Auf Basis dieser Beobachtungen wird bewertet, inwieweit sich die Modellierungsprinzipien für die numerische Analyse von komplexeren Gesamtstrukturen, wie beispielsweise in Flugzeugkabinen, eignen, bei denen die Verzapfungsverbindungen zum Einsatz kommen.

## 2 Sandwichbauweise

Im Folgenden wird die Sandwichbauweise vorgestellt, wobei der Fokus auf den untersuchten Sandwichverbunden gelegt wird. Hierbei werden die Funktionen und Vorteile der jeweiligen Sandwichkomponenten geklärt und mögliche Versagensarten dargestellt. Desweiteren werden bewährte Verbindungstechniken von Sandwichstrukturen aufgezeigt und dabei speziell die Verzapfungsmethode hervorgehoben, die Gegenstand der Untersuchung ist.

### 2.1 Definition von Sandwichstrukturen

In der Werkstofftechnik basiert die Konstruktionsweise von Sandwichstrukturen auf dem Prinzip der Verbundbauweise. Hierzu werden unterschiedliche Werkstoffe zu einem unlöslichen Verbund miteinander kombiniert, um sich die jeweiligen Eigenschaften zum strukturellen Vorteil des gesamten Verbundes zu machen [1].

Sandwichstrukturen bestehen in der Regel aus zwei äußeren Deckschichten und einem dazwischenliegenden Kern (Siehe Abbildung 2.1). Um die Kraftübertragung zwischen den einzelnen Komponenten sicherzustellen, werden die dünnen und steifen Deckschichten mit einem dickwandigen Kern geringer Dichte verklebt [1].

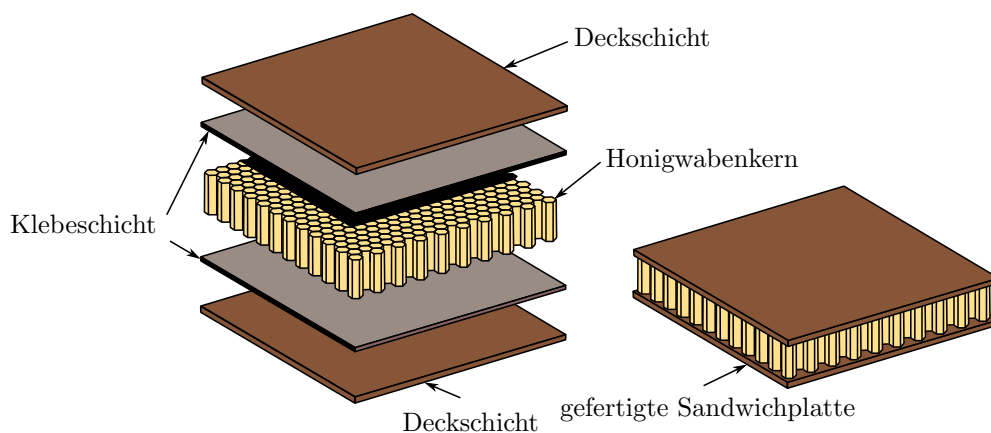


Abbildung 2.1: Aufbau von Sandwichstrukturen [7]

## 2.2 Funktionstrennung von Sandwichkomponenten

Diese konstruktive Gestaltung des Sandwichverbundes resultiert aus der gezielten Aufgliederung der Struktur unter Beachtung von strukturmechanischen Aspekten. Ausgehend vom Vollquerschnitt führt die Aufteilung der Struktur über den Doppel-T-Träger schließlich zum Sandwich (Siehe Abbildung 2.2)[3]. Damit entspricht die Funktionsweise eines Sandwichverbundes prinzipiell der eines Doppel-T-Trägers, bei dem die Deckschichten die Flansche und der Kern den Steg ersetzen. Der wesentliche Unterschied liegt darin, dass die Komponenten des Sandwichverbundes aus unterschiedlichen Materialien bestehen können und der Kern im Vergleich zu dem dünnwandigen Steg als ausgebreiteter Stützstoff für die Deckschichten fungiert [1]. Dadurch erweist sich die Sandwichbauweise als leichteste Ausführung bei biegebelasteten und stabilitätsgefährdeten Strukturbauteilen [3].

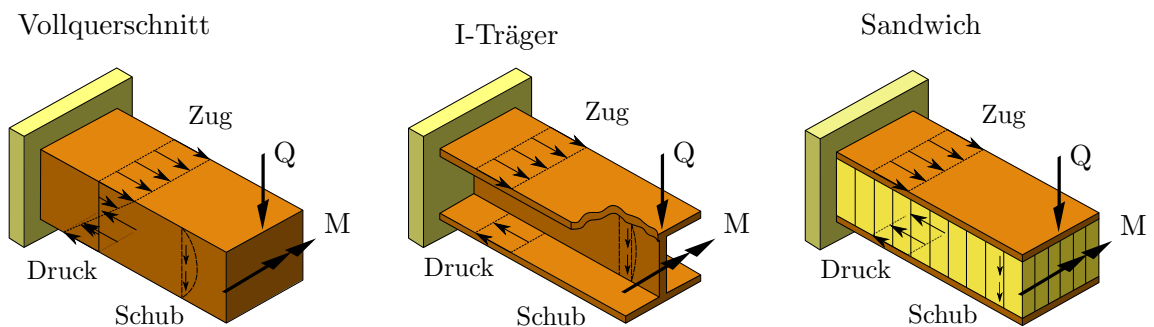


Abbildung 2.2: Entwicklung vom Vollquerschnitt zum Sandwichaufbau [8]

Die Funktion der Deckschichten besteht darin, vorhandene Belastungen in der Sandwichebene zu übertragen. Hierbei müssen die Deckschichten eine ausreichende Steifigkeit gegen Normal- und Schubkräfte in Plattenebene sowie gegen Biegemomente als Kräftepaare aufweisen können [9].

Der Kern soll hingegen die Übertragung von Belastungen quer zur Plattenebene ermöglichen. Diesbezüglich muss der Kern transversalen Schub- bzw. Querkraftschubspannungen als auch transversalen Druckspannungen widerstehen können [9]. Zudem hält der Kern die Deckschichten aufgrund seiner Dicke auf Abstand, wodurch ein hohes Flächenträgheitsmoment gegen Beulen erreicht wird, ohne dabei großartig Einfluss auf das Gesamtgewicht der Sandwichstruktur zu nehmen. Die Abbildung 2.3 veranschaulicht den relativen Einfluss der Dicke auf die Steifigkeit, Biegefestigkeit und das Gewicht eines Sandwichverbundes. Die Höhe wirkt sich besonders vorteilhaft auf die Steifigkeit des Verbundes aus. Die Biegesteifigkeit steigt ebenfalls mit zunehmender Dicke an, wobei hier geringere Auswirkungen zu beobachten sind, als dies bei der Steifigkeit der Fall ist. Zugleich nimmt das



Gesamtgewicht der Sandwichstruktur mit steigender Kerndicke nur unwesentlich zu, da die Decklagen wesentlich schwerer sind als der Kern selbst, sodass mit dem Verbund sehr hohe Verhältnisse von Steifigkeit zu Gewicht und Biegesteifigkeit zu Gewicht erreicht werden. Daher ist das herausragende Leichtbaupotential der Sandwichbauweise eng mit der Kerndicke verknüpft.

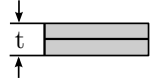
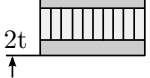
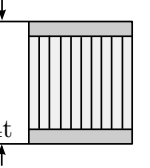
	Monolithisch	Kerndicke $t$	Kerndicke $3t$
			
Steifigkeit	1.0	7.0	37.0
Biegesteifigkeit	1.0	3.5	9.2
Gewicht	1.0	1.03	1.06

Abbildung 2.3: Relativer Einfluss der Sandwichkerndicke auf die Steifigkeit und das Gewicht des Verbundes [7]

Des Weiteren dient der Sandwichkern als Aussteifung gegen das lokale Beulen und Knittern der Deckschichten. Die Sandwichverbunde können bei einer entsprechenden Wahl des Kernwerkstoffs einen hohen funktionalen Integrationsgrad beinhalten, sodass diese, neben der tragenden Funktion, noch weiteren Aufgaben nachkommen können, wie beispielsweise der Wärmedämmung, Schall- oder Schwingungsisolierung [1]. Hinzu kommt die funktionale Aufgabe, Impact-Belastungen zu absorbieren. Für die Energieaufnahme eignen sich besonders die Honigwabenkerne, da diese dabei gleichmäßig und über eine lange Strecke zerdrückt werden und nicht zuletzt das höchste Verhältnis von Festigkeit zu Gewicht bieten [7].

Die Verbindung von den Deckschichten und dem Kern hat im Besonderen die Funktion, die Schub- und Zugspannungen zwischen den jeweiligen Komponenten zu übertragen [1, 9].

### 2.3 Materialien und Materialeigenschaften

Bei der Herstellung von Sandwichstrukturen besteht eine große Vielfalt an Werkstoffmöglichkeiten für die jeweiligen Komponenten, sodass eine Vielzahl an Materialkombinationen

möglich ist. In erster Linie hängt die Wahl des Werkstoffs von den individuellen Strukturanforderungen ab und kann hinsichtlich der Einsatzart optimiert werden.

Dabei erfolgt die Materialwahl nicht ausschließlich nach mechanischen Kriterien, sondern umfasst weitere Faktoren, wie die Oberflächenverarbeitung, Herstellverfahren, Kosten und Verschleißfestigkeit [1].

### 2.3.1 Deckschichten

Die Deckschichten sind maßgeblich für die Festigkeit und Steifigkeit der Sandwichkonstruktion verantwortlich. Um eine ausreichende Sicherheit gegen die vorhandenen Belastungen in der Plattenebene gewährleisten zu können, sind bei der Materialauswahl grundsätzlich alle Arten von Werkstoffen mit entsprechend hohen spezifischen Zug- und Druckfestigkeiten denkbar. Im Wesentlichen unterscheidet man hier zwischen den metallischen und nicht-metallischen Deckschichten [1].

#### Metallische Deckschichten

Für metallische Deckschichten werden üblicherweise Aluminium, Titan oder Stahl verwendet. Diese haben neben der hohen Festigkeit und Steifigkeit den Vorteil, dass sie recht kostengünstig sind und einen guten Widerstand gegen Impact-Versagen bieten. Allerdings liegt der Nachteil der Metalle in der hohen Werkstoffdichte und der Herstellungsproblematik von mehrfachgekrümmten Sandwichpaneelen [1].

#### Nicht-metallische Deckschichten

Zu den wichtigsten Vertretern der nicht-metallischen Werkstoffe gehören die Faserkunststoffverbundwerkstoffe. Diese bestehen aus einer großen Anzahl von einzelnen Fasern, die in einer Kunststoffmatrix eingebettet sind. Die Verbunde bestechen durch ihr geringes Gewicht und ihre guten Festigkeitseigenschaften, die sogar teils die der metallischen Werkstoffe übertreffen. Überdies profitieren die Faserkunststoffverbunde durch die unkompliziertere Fertigung eines Sandwichverbundes [1]. Diese können direkt auf den Kern laminiert werden, sodass die Fertigung der Deckschichten und die Verbindung von diesen mit dem Kern gleichzeitig erfolgen kann. Bei den metallischen Deckschichten erfolgt dieser Prozess dagegen separat [10]. Hinzu kommt das anisotrope Werkstoffverhalten, das eine Anpassung der mechanischen Eigenschaften an den Belastungszustand ermöglicht. Als Nachteil kann die vergleichsweise geringe Steifigkeit wie auch die starke Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften vom Herstellverfahren ausfindig gemacht werden.

In der Regel werden Glas-, Aramid- oder Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe verwendet [1]. In dieser Arbeit werden Deckschichten aus Glasfasern untersucht, die bei belasteten Strukturen häufig zur Anwendung kommen [10]. Allen voran liegt ihr Vorteil in den vergleichsweise geringen Kosten. Dabei weisen diese gute mechanische Eigenschaften und eine hohe Beständigkeit gegen äußere Umwelteinflüsse auf, besitzen allerdings einen eher geringen E-Modul [1]. Für die Sekundärstrukturen in einer Flugzeugkabine eignen sich insbesondere die Phenolharz-basierten Glasfaserverbunde. Die Phenolharze verfügen nämlich über eine hohe thermische Beständigkeit und sind darüber hinaus, wie auch die Glasfasern, nicht brennbar [10]. Außerdem zeichnen sie sich durch eine geringe Rauchemission und eine niedrige Freisetzung umweltschädlicher Gase und Hitze aus [11, 12, 13, 14], sodass die Phenolharz-basierten Glasfaserverbunde den Anforderungen im Flugzeugbau hinsichtlich der Gewichtsreduzierung und den Brandschutzbestimmungen entsprechen [15]. Unter anderem werden diese bei den Wandverkleidungen, Gepäckstauflächen, Küchen und den Toiletten verwendet [16].

Die Deckschichten der hier untersuchten Sandwichverbunde sind als Gewebe verarbeitet, einem textilen Flächengebilde aus endlosen Verstärkungsfasern [10]. Die textilen Flächengebilde lassen sich generell in drei Gruppen unterteilen. Dabei unterscheidet man zwischen den Vliesen, den nicht-maschenbildenden und den maschenbildenden Systemen, wobei die Gewebe den nicht-maschenbildenden Systemen zugeordnet werden [17]. Unter einem Gewebe ist ein flächenartiges Erzeugnis zu verstehen, das sich aus kreuzenden Fadensystemen zusammensetzt, die miteinander verwebt sind. Die Fäden, die entlang der gesamten Gewebbahn verlaufen, werden als Kettfäden bezeichnet. Senkrecht dazu sind die Schussfäden orientiert. Die daraus resultierende Faserwelligkeit führt zu einer Reduzierung der Steifigkeit und Druckfestigkeit des Gewebes [10].

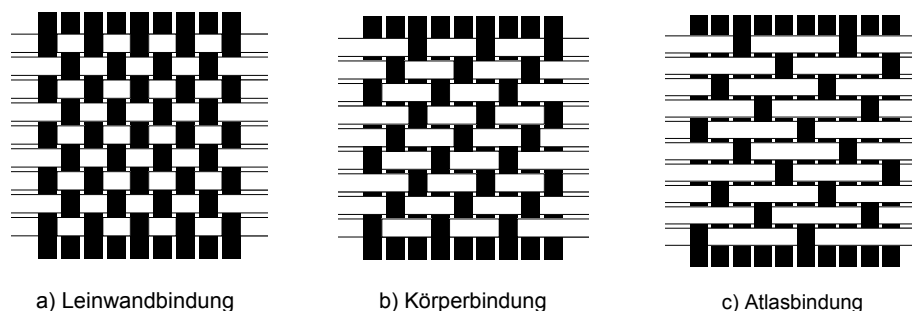


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung der drei Grundbindungsarten Leinwand, Körper und Atlas bei Geweben [10, 18]

Für flächige Strukturen eignen sich vor allem die Gewebe wegen ihrer vergleichsweise einfachen Handhabung und schnellen Weiterverarbeitung. Diese sind zumeist mit einer der drei Grundbindungsarten Leinwand, Körper oder Atlas ausgeführt (Siehe Abbildung 2.4). Die Bindungsart hat Einfluss darauf, wie stark die Faserwelligkeit im Gewebe ausgebildet ist. Dabei geht mit einer zunehmenden Anzahl an Fadekreuzungen eine höhere Schiebefestigkeit einher, wohingegen die Drapierbarkeit des Gewebes abnimmt [19]. Die untersuchten Gewebeschichten weisen eine Leinwandbindung auf. Diese stellt die einfachste Bindungsart dar, bei der sich zwei gleiche Warensiten einstellen [20]. Aufgrund ihrer hohen Schiebefestigkeit ist die Leinwandbindung beim Ablegen weniger verzugsanfällig. Dadurch können die vorgesehenen Faserorientierungen besser eingehalten werden. Die Leinwandbindung wird vorwiegend bei abwickelbaren Bauteilen verwendet [19], darunter auch die Kabinenausstattung.

Für hochbelastete und geometrisch komplexere Bauteile eignen sich vielmehr die Körper- und Atlasbindungen [19].

### 2.3.2 Sandwichkern

Der Sandwichkern soll vor allem den transversalen Druck- und Schublasten widerstehen können, sodass sich besonders Werkstoffe mit hohen Drucksteifigkeiten, Schubsteifigkeiten und Schubfestigkeiten in Dickenrichtung eignen. Gleichzeitig sorgt der Kern aufgrund seiner Dicke für eine Zunahme des Flächenträgheitsmomentes, weswegen eine entsprechend hohe Kerndicke zu bevorzugen ist. Daher sollte der Werkstoff eine möglichst geringe Dichte besitzen, damit sich das Strukturgewicht nur unwesentlich erhöht. Je nach Bedarf sollte der Werkstoff gute isolierende und dämpfende Eigenschaften aufweisen können [1].

Im Allgemeinen können die Kernwerkstoffe in die drei Hauptgruppen Holz, Schaumstoffe und Wabenkerne unterteilt werden. An der Stelle wird der Fokus auf die Wabenkerne gelegt, da einzig diese ein Bestandteil der im weiteren Verlauf untersuchten Sandwichstrukturen sind. Die Honigwabenkerne zeichnen sich durch ein sehr gutes Steifigkeits-Gewichts-Verhältnis aus. Dabei kann die Wabenstruktur die unterschiedlichsten Zellgeometrien annehmen, wie quadratische, rechteckige, dreieckige, gewellte oder sechseckige bzw. hexagonale Zellformen. Speziell die letztgenannte Variante findet am häufigsten Verwendung und wird aufgrund seiner Zellgeometrie auch als Honigwabenstruktur bezeichnet [1].

Für gewöhnlich bestehen die Sandwichkerne aus Aluminium oder Papier. Die Zellstrukturen aus Aluminium haben den Vorteil, dass sie kostengünstiger als die Polyamidwabenkerne sind und über eine gute Energieaufnahme verfügen. Jedoch besitzen sie im Vergleich eine höhere Dichte. Die Polyamidwabenkerne stechen speziell durch ihre sehr guten gewichtsspezifischen Druck- und Schubfestigkeiten gegenüber den anderen Kernwerkstoffen

heraus. Bei den Polyamidwabenkernen handelt es sich um einen Kernwerkstoff aus Aramidpapier, der mit Phenolharz getränkt ist [10].

Speziell bei den Wabenkernen ist die starke Richtungsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften zu beobachten. Fertigungsbedingt besitzen die Zellwände bei den meisten Honigwabenstrukturen in eine Richtung die doppelte Wandstärke gegenüber den restlichen Richtungen. Daher ergeben sich bei den Honigwabenkernen nicht nur unterschiedliche Eigenschaften senkrecht zur Platte, sondern unterscheiden sich auch noch in der Ebene voneinander [1]. Dabei ergeben sich drei unterschiedliche Richtungen, die für die Eigenschaften des Kerns bestimmend sind (Siehe Abbildung 2.5).

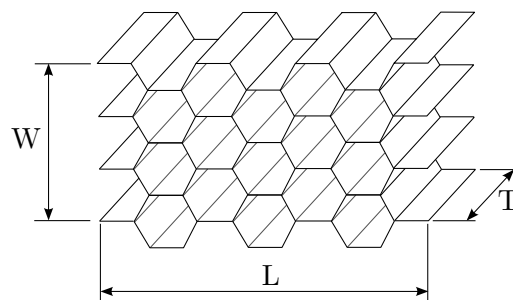


Abbildung 2.5: Ausrichtung von Honigwabenkernen

Die T-Richtung verläuft senkrecht zur Plattenebene in Dickenrichtung. In der Ebene wird zwischen der L- und W-Richtung unterschieden. Dabei ist die Richtung der Zellwände mit der doppelten Wandstärke parallel zur L-Richtung orientiert. Die L- und die W-Richtung weisen voneinander abweichende Schubfestigkeiten und Schubsteifigkeiten auf, wobei die Kennwerte in W-Richtung geringer ausfallen [9].

Aufgrund ihrer geringen Dichte, der hohen Druckfestigkeit und der außerordentlich guten Brandschutzeigenschaften eignen sich Polyamidwabenkerne hervorragend für den Einsatz im Innenbereich von Großraumflugzeugen [10].

## 2.4 Verbindung von Deckschicht und Kern

Die Verbindung von Deckschicht und Kern richtet sich nach der Materialkombination und wird fast ausschließlich durch Kleben realisiert. Typische Klebwerkstoffe sind Epoxid-, Phenol-, Polyester- und Vinylesterharze [1].

Der Klebwerkstoff muss vorrangig die Zug- und Schublasten übertragen können, sodass diesbezüglich ausreichende Festigkeiten vorausgesetzt werden. Unter anderem sind noch

die Eigenschaften hinsichtlich der Lebensdauer, der Hitzebeständigkeit und der Alterung von Interesse [1].

Bei Deckschichten aus Faserkunststoffverbunden lassen sich besonders gute Ergebnisse mit Wabenkernen aus Papier erzielen, da diese den Harz der Deckschichten aufgrund der Kapillarwirkung ansaugen können. Auf diese Weise bildet sich eine kehlnahtförmige Klebeverbindung zwischen Deckschicht und Kern heraus (Siehe Abbildung 2.6), die einen verfestigenden und stabilisierenden Einfluss auf die Verbindung haben. Durch die lokalen Anhäufungen von Harz kann die Klebfestigkeit unter Umständen die Festigkeit des Wabenkerns übertreffen. Sandwichverbunde mit Wabenkernen haben dadurch eine höhere Schälfestigkeit als mit Schaumkernen [10].

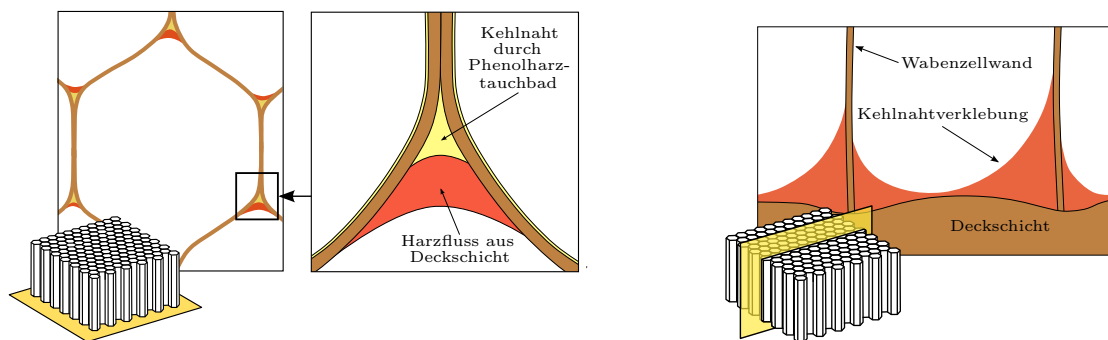


Abbildung 2.6: Harzanhäufung an den Wabenwänden und den Deckschichten [21]

## 2.5 Versagensarten

Sandwichstrukturen können auf unterschiedlichste Arten versagen. Das Versagen ist bei den Sandwichverbunden ein sehr umfassendes Thema, das sich als sehr komplex erweist, da der Verbund aus mehreren Komponenten mit zumeist unterschiedlichem Material besteht. Daher ist es unabdingbar, dahingehend Untersuchungen vorzunehmen, welche die mechanischen Eigenschaften von Sandwichverbunden unter Last analysieren.

Die Faktoren, die im wesentlichen Einfluss auf die jeweilige Versagensart haben, sind die Sandwichgeometrie, die Materialeigenschaften der einzelnen Komponenten und der Belastungszustand. In der Abbildung 2.7 sind diejenigen Versagensarten dargestellt, die bei der Auslegung von Sandwichstrukturen von Relevanz sind [1].

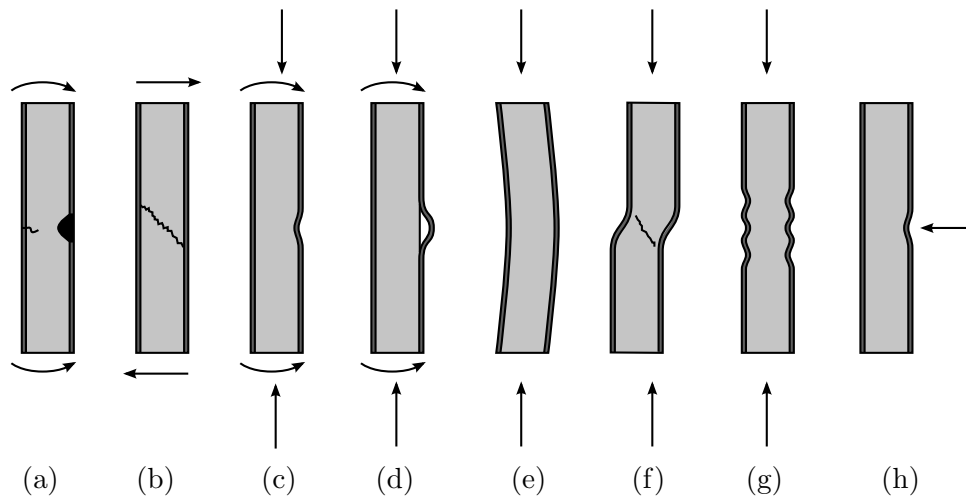


Abbildung 2.7: Versagensarten von Sandwichverbunden [1]

**(a) Bruch- und Fließversagen der Deckschicht**

Das Versagen der Deckschichten entspricht einem Festigkeitsversagen, bei dem die maximal zulässige Druck- oder Zugspannung überschritten wird. Diese sind als Fließ- bzw. Bruchspannung definiert. Das Versagen kann infolge Biegung sowie generell bei Zug oder Druck auftreten [1].

**(b) Schubversagen des Kerns**

Der Kern nimmt den Großteil der transversalen Kräfte auf, sodass eine unzureichende Kernschubfestigkeit zu einem Versagen führen kann. Jedoch können auch die Normalspannungen in der Plattenebene ein Fließ- oder Bruchversagen des Kerns bewirken [1].

**(c,d) Beulen der Deckschicht**

Beim Beulen der Deckschicht handelt es sich um eine lokale Instabilität. Grund für diese Versagensart ist die Überschreitung der kritischen Drucklast in einer der beiden Deckschichten. Abhängig vom Festigkeitsverhältnis des Kerns bei Druck und des Kerns sowie der Klebeschicht bei Zug kann die Deckschicht nach innen bzw. außen ausbeulen [1].

**(e) Globales Beulen**

Für ein globales Beulen ist eine zu niedrige Steifigkeit des Sandwichverbundes verantwortlich, die aus einer zu geringen Sandwichdicke oder Schersteifigkeit des Kerns resultiert [4]. Drucklasten können dadurch eine globale Instabilität der Struktur verursachen.

Beim globalen Beulen bzw. Knicken muss die Sandwichstruktur nicht zwingend einen Schaden davontragen. Jedoch verliert die instabile Struktur damit weitestgehend ihre lasttragende Funktion. Im Falle eines Versagens können drei Szenarien eintreten. Die Deckschicht auf der Druckseite kann zum einen infolge Bruch versagen oder zum anderen Knittern. Außerdem kann die globale Instabilität noch zu einem Kernschubbruch führen [1].

**(f) Globales Schubknittern**

Das Schubversagen des Kerns entspricht einer globalen Instabilität des Sandwichverbundes. Dieses erfolgt aufgrund eines unzureichenden Schubmoduls des Kerns oder einer zu geringen Kerndicke [4].

**(g) Deckschichtenknittern**

Sofern die Struktur des Kerns eine zellenförmige Geometrie aufweist, kann noch vor Einsetzen des Deckschichtenbeulens das Deckschichtenknittern eintreten [1]. Das Knittern zwischen den einzelnen Zellen entspricht somit einer lokalen Instabilität. Diese ist der Ursache geschuldet, dass die Zellgröße des Kerns und die Deckschicht nicht aufeinander abgestimmt sind. Aus diesem Grund müssen die Zellen klein genug gewählt werden, sodass sich die Deckschichten nicht über eine Zelle eindrücken können [9].

**(h) Lokale Intrusion**

Lokale Intrusionen gehen mit singulären Lasten einher, bei denen die Druckfestigkeit des Kernwerkstoffes überschritten wird [4]. Überdies haben das Verhältnis der Steifigkeiten von den Deckschichten und dem Kern, wie auch die Dicke der Deckschicht einen Einfluss auf die beschriebene Instabilität. Neben dem Druckversagen kommt es zum lokalen Beulen der Wabenwände [8].



## 2.6 Verbindungstechniken

Bei den Verbindungstechniken unterscheidet man generell zwischen den lösbaren und nichtlösbaren Verbindungen [9]. Im Folgenden wird die hier untersuchte Verbindungstechnik vorgestellt, die den nicht-lösbaren Verbindungen zugeordnet wird.

## 2.7 Nicht-lösbare Verbindungen

Bei den Verbindungen handelt es sich meist um Klebeverbindungen, die zum Teil durch zusätzliche Profile als Naht- bzw. Eckverbinder realisiert oder verstärkt sind. In der Abbildung 2.8 sind einige Umsetzungsbeispiele für Eckverbindungen aufgeführt, die in der Industrie angewandt werden [1, 7, 22, 23].

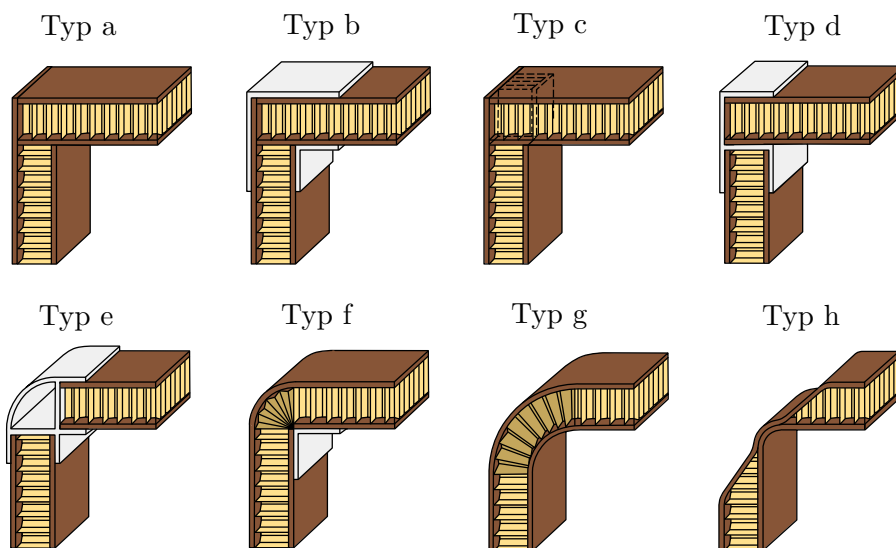


Abbildung 2.8: Übersicht verschiedener Methoden zur Gestaltung von Eckverbindungen [5]

In dieser Arbeit liegt der Fokus auf der Zapfenverbindung (Typ c), da diese im Flugzeugbau weit verbreitet ist. Im Folgenden werden dessen Vorteile gegenüber den anderen Verbindungstypen herausgestellt.

Über Zapfen und den dazu kongruenten Zapfenausschnitten wird die Verzapfung realisiert, sodass neben der stoffschlüssigen Verbindung durch die Klebung oberdrein eine formschlüssige Verbindung herrscht. Dadurch ermöglicht diese Verbindungstechnik gegenüber der simplen Stumpfstoßverbindung (Typ a) eine höhere Lastaufnahme ohne dabei das

Gewicht zu erhöhen [5]. Bei den Typen b, d, e und f dienen zusätzliche Profile zur lokalen Verstärkung der Verbindungsstellen. Dadurch können diese zwar die Versagenslast der Eckverbindung deutlich steigern, was jedoch bei Sekundärstrukturen, wie der Kabinenausstattung, nicht zwingend erforderlich ist. Außerdem steigen die Materialkosten gegenüber den Verzapfungen durch das zusätzlich benötigte Material für die Verstärkungen. Hinzu kommen die Fertigungskosten, die insbesondere bei abgerundeten Profilen gemäß dem Typ e resultieren. Nicht zuletzt haben die Sandwichverbindungen mit den lokalen Versteifungen den Nachteil, dass diese zur Erhöhung des Gewichtes der Gesamtstruktur beitragen. Die Eckverbindungen vom Typ f und g bestehen im Gegensatz zur Zapfenverbindung aus einem einzigen Sandwichbauteil. Beim Typ f wird ein Streifen aus einer Deckschicht herausgeschnitten, sodass die Sandwichstruktur in diesem Bereich gebogen werden kann, sodass sich die Wabenzellen zusammenfallen. Anschließend werden die Deckschichten auf der Innenseite durch eine lokale Verstärkung wieder miteinander verbunden. Beim Typ g kommen überexpandierte Wabenkerne zum Einsatz. Diese ermöglichen durch ihr besseres Einschmiegeverhalten eine stärkere Wölbung der Struktur. Aufgrund der abgerundeten Kanten weisen beide Verbindungsarten optische Vorteile gegenüber der Zapfenverbindung auf. Dagegen gestaltet sich die Fertigung dieser Varianten wesentlich schwieriger. Zudem lassen sich bereits vorgekrümmte Strukturen damit nicht realisieren, was bei Verzapfungen kein Problem darstellt. Daneben muss bei vollständig umlaufenden Strukturen auf andere Verbindungstechniken zurückgegriffen werden, um die Struktur zu schließen. Dadurch weisen die Ecken unterschiedliche Eigenschaften auf, die es stets bei der Entwurfsauslegung zu beachten gilt. Mit Verzapfungen kann hingegen eine komplett umlaufende Struktur, wie beispielsweise eine Toilettenkabine, ausschließlich mit der Verzapfungstechnik realisiert werden, sodass die Eckverbindung allesamt in etwa die gleichen Eigenschaften besitzen. Des Weiteren eignen sich der Typ f und g ausschließlich für Eckverbindungen. Die Verzapfungstechnik ermöglicht hingegen auch eine T-Stoßverbindung. Die Variante h zeichnet sich durch eine biegeweiche Ecke aus, die durch das Zusammenführen der Deckschichten erreicht wird. Prinzipiell ergeben sich hierbei die gleichen Nachteile, die bereits für die Verbindungstechniken f und g erörtert wurden.

Damit liefert die Verzapfungstechnik gemeinhin einen guten Kompromiss aus Fertigungsaufwand, Kosten und Leistungsfähigkeit, sodass der Einsatz im Flugzeugbau durchaus gerechtfertigt ist.

## 3 Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel werden die theoretischen Grundlagen behandelt, welche zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens eines Sandwichverbundes erforderlich sind. Zunächst wird die klassische Laminattheorie und anschließend die Schubdeformationstheorie erläutert, mittels derer sich das mechanische Verhalten eines Schichtverbundes beschreiben lässt. Diese Theorien betreffen insofern den Sandwichverbund, als dass die Deckschichten aus Faserverbundwerkstoffen bestehen und der Kern ebenfalls ein orthotropes Verhalten aufweist. Anschließend wird das mechanische Verhalten eines Sandwichverbundes anhand der Sandwichbalkentheorie erläutert. Der letzte Abschnitt befasst sich mit der Theorie der Finite-Elemente-Methode, auf der die numerischen Untersuchungen der Sandwichstrukturen basieren.

### 3.1 Laminattheorie

Die Faserverbundwerkstoffe und Sandwichverbunde unterscheiden sich von herkömmlichen Werkstoffen vor allen Dingen durch die ausgeprägte Richtungsabhängigkeit des Materials, sodass die Untersuchung eines Schichtverbundes zuerst auf der Analyse der einzelnen Lagen basiert. Dabei beruht die Betrachtung auf der Mikromechanik. Die analytische Beschreibung des Schichtverbundes erfolgt mit der Makromechanik [24].

#### 3.1.1 Mikromechanik

Die Grundlage für die Laminatberechnung bildet die Bestimmung der Elastizitätsgrößen der Einzelschichten auf mikromechanischer Ebene. Über Mischungsregeln werden die Materialeigenschaften des Verbundes aus den elastischen Eigenschaften der Fasern und der Matrix unter Beachtung des Faservolumenanteils bestimmt. Hierfür werden gewisse Annahmen in der Mikromechanik vorausgesetzt. Zunächst geht man von einer idealen und parallelen Ausrichtung der Fasern aus. Dabei herrscht eine ideale Haftung zwischen den

Fasern und der Matrix. Fehlstellen im Verbund finden i.d.R. keine Berücksichtigung. Zudem weisen die Komponenten ein linear, ideal elastisches Verhalten auf und es werden überdies kleine Verformungen unterstellt [19].

### 3.1.2 Makromechanik

Die klassische Laminattheorie (KLT) ist ein gebräuchlicher Lösungsansatz zur Auswertung des mechanischen Verhaltens von Schichtverbunden. Eine Erweiterung der KLT stellen die Schubdeformationstheorien erster bzw. höherer Ordnung (SDT) dar, die zusätzlich den Querkraftschub berücksichtigen [25].

#### Klassische Laminattheorie

Die KLT ist ein Berechnungsverfahren, mit dem das mechanische Verhalten von Mehrschichtverbunden untersucht werden kann. Neben der Analyse orthotroper Laminataufbauten, lässt diese zusätzlich die Berücksichtigung von nicht-orthotropen Faserverbunden zu [25].

Bei der KLT gelten gewisse Annahmen als Voraussetzung zur Durchführung der Laminatberechnung. Die Grundlage des mechanischen Verhaltens der Einzelschichten bildet das lineare Elastizitätsgesetz. Des Weiteren müssen die Schichtdicken der Lamine konstant und dünn im Vergleich zu den übrigen Abmessungen sein. Dadurch ergibt sich in guter Näherung der ebene Spannungszustand, sodass die Spannungen in Dickenrichtung vernachlässigt werden können. Zudem wird von einer idealen Verbindung der Einzelschichten ausgegangen, die keine relative Verschiebung der Lagen zueinander zulässt. Geht man von kleinen Verformungen aus, so bleibt gemäß der Kirchhoffschen Plattentheorie der Querschnitt nach der Verformung weiterhin eben und senkrecht zur Mittelfläche (Siehe Abbildung 3.1). Der Verformungszustand lässt sich damit aus den drei unabhängigen Verschiebungen der Mittelfläche  $u_0(x, y)$ ,  $v_0(x, y)$ ,  $w_0(x, y)$  herleiten [24, 25].

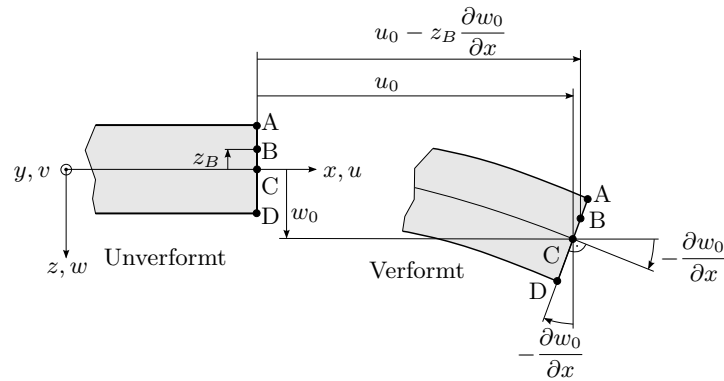


Abbildung 3.1: Exemplarische Darstellung der Kinematik für ein Laminat nach klassischer Laminattheorie [24]

In der KLT besteht ein Zusammenhang zwischen den vorhandenen Schnittgrößen und Verzerrungen, der über das konstitutive Materialgesetz mittels der Dehn-, Biege- und Koppelsteifigkeitsmatrix hergestellt wird (Siehe Gleichung 3.1). Die jeweiligen Schnittgrößen lassen sich dem Scheiben- bzw. Plattenzustand zuordnen und ergeben sich aus den entsprechenden Belastungen in bzw. senkrecht zur Plattenebene. Die einzelnen Matrizen in ihrer Gesamtheit werden als ABD-Matrix bezeichnet, die das mechanische Verhalten des gesamten Laminates beschreibt [25].

$$\begin{pmatrix} N_{xx} \\ N_{yy} \\ N_{xy} \\ M_{xx} \\ M_{yy} \\ M_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} & B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} & B_{61} & B_{62} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} & D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} & D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx}^0 \\ \varepsilon_{yy}^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_{xx} \\ \kappa_{yy} \\ \kappa_{xy} \end{pmatrix} \quad (3.1)$$

Allerdings unterliegt die KLT bestimmten Einschränkungen, die auf den getroffenen Annahmen nach der Kirchhoffschen Plattentheorie beruhen, sodass die Ergebnisgüte mit zunehmender Laminatdicke abnimmt. Dabei wird dem Querkraftschub keinerlei Beachtung geschenkt, sodass bei der Untersuchung von schubweichen Schichtverbunden wie den Sandwichverbunden die Schubdeformationstheorie erster bzw. höherer Ordnung anzuwenden ist [25].

### Schubdeformationstheorie 1. Ordnung

Bei der SDT 1. Ordnung bleibt die Annahme bestehen, dass die Normalspannung  $\sigma_{33}$  und Verzerrung  $\varepsilon_{33}$  in Dickenrichtung vernachlässigt werden. Jedoch wird gegenüber der

KLT zusätzlich die Querkraftschubdeformation nach Reissner-Mindlin berücksichtigt. Dabei bleibt die Normale der Mittelebene nach der Verformung gerade, steht jedoch nicht mehr senkrecht zur Mittelebene (Siehe Abbildung 3.2) [26].

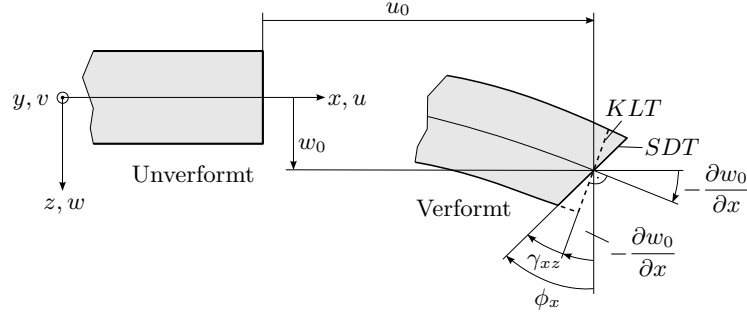


Abbildung 3.2: Exemplarische Darstellung der Kinematik für ein Laminat nach der Schubdeformationstheorie erster Ordnung [27]

Dabei wird der Verformungszustand anhand von fünf Funktionen beschrieben. Hierbei handelt es sich um die drei Verschiebungsansätze  $u_0(x, y)$ ,  $v_0(x, y)$ ,  $w_0(x, y)$ , die aus der KLT bekannt sind, sowie die Rotationen der Normalen von der Mittelfläche  $\phi_x$  und  $\phi_y$  [25].

Folglich beinhaltet die Schnittgrößen-Verzerrungs-Beziehung einen weiteren Zusammenhang zwischen Querkraften und Schubverzerrungen, der mittels der Schubsteifigkeitsmatrix  $A_S$  hergestellt wird (Siehe Gleichung 3.2) [25].

$$\begin{pmatrix} Q_{yz} \\ Q_{xz} \end{pmatrix} = [A_S] (G_0) = \begin{bmatrix} k_y^2 A_{44} & k_y k_x A_{45} \\ k_x k_y A_{45} & k_x^2 A_{55} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \gamma_{yz}^0 \\ \gamma_{zx}^0 \end{pmatrix} \quad (3.2)$$

Verzerrungen, die aus der Querkraft resultieren, werden bei der SDT als konstant vorausgesetzt, sodass eine Anpassung mittels eines entsprechenden Schubkorrekturfaktors erfolgen muss. Für einen homogenen Rechteckquerschnitt entspricht dieser  $k_y^2 = k_x^2 = 5/6$  und gilt auch für Laminat [25]. Bei Sandwichstrukturen wird dieser mit der Gleichung 3.3 näherungsweise ermittelt [9]. Dabei beschreiben  $h_i$  die Höhe und  $G_i$  den Schubmodul der jeweiligen Sandwichkomponente.

$$k_s^2 \approx \frac{\sum h_i G_i}{\sum \frac{h_i}{G_i}} \quad (3.3)$$

### 3.1.3 Versagensanalysen

Die Versagenskriterien dienen der Bestimmung des ersten Versagens einer Schicht, sodass nicht zwangsläufig ein Gesamtversagen der Struktur damit einhergehen muss. Viele Kriterien ermöglichen zudem weder eine Aussage zu dem Versagensmechanismus noch zu dem Versagensmodus [9].

Im Allgemeinen wird bei den Versagensanalysen zwischen den folgenden Versagenskriterien unterschieden [28]:

- a) Pauschalkriterium
- b) Faserbruchkriterium
- c) Zwischenfaserbruchkriterium

Das Pauschalkriterium liefert keine Information über die Versagensform. Die restlichen Kriterien beschreiben die jeweiligen Versagensmodi eines Faserverbundwerkstoffes, die den Faserbruch bzw. die Matrixrissbildung betreffen [24]. Im Folgenden soll eine kurze Vorstellung des Versagenskriteriums nach Tsai-Wu erfolgen, welches im weiteren Verlauf bei der Auswertung der numerischen Ergebnisse zur Anwendung kommt.

#### Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu

Beim Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu handelt es sich um quadratisches Kriterium, das nicht direkt zwischen Faser- und Zwischenfaserbruch unterscheiden kann. Die Gleichung 3.4 beschreibt die Bruchbedingung für orthotrope Materialien [28]. Sobald ein Wert von 1 erreicht ist, sagt das Festigkeitskriterium ein Versagen voraus.

$$F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{66}\tau_{12}^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 = 1 \quad (3.4)$$

Die Koeffizienten  $F_1, F_2, F_{11}, F_{22}, F_{66}, F_{12}$  werden mit den jeweiligen Zugfestigkeiten  $X_t, Y_t$ , den Druckfestigkeiten  $X_c, Y_c$  und der Schubfestigkeit  $S$  bestimmt. Die Zusammenhänge sind wie folgt definiert [25]:

$$F_1 = \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c}, \quad F_2 = \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c}, \quad F_{11} = \frac{1}{X_t X_c}, \quad F_{22} = \frac{1}{Y_t Y_c}, \quad F_{66} = \frac{1}{S^2} \quad (3.5)$$

Der Koeffizient  $F_{12}$  setzt sich aus den Parametern  $F_{11}$ ,  $F_{22}$  und  $F_{12}^*$  zusammen (Siehe Gleichung 3.6), wobei für  $F_{12}^*$  der Bereich von  $-0,5 \leq F_{12}^* \leq 0$  gilt [25].

$$F_{12} = F_{12}^* \sqrt{F_{11} F_{22}} \quad (3.6)$$

Das Tsai-Wu-Kriterium zeichnet sich dadurch aus, dass es übersichtlich und vergleichsweise einfach anzuwenden ist.

Dabei wird mit den linearen Termen zwischen Zug- und Druckfestigkeiten unterschieden, was bei dem Tsai-Hill-Kriterium nicht der Fall ist [29]. Des Weiteren ermöglicht der zusätzliche Term  $F_{12}$  eine erhöhte Anpassungsfähigkeit an experimentell bestimmte Kurvenverläufe gegenüber dem Tsai-Hill- und Hoffman-Kriterium. Allerdings ist für die Ermittlung des Terms ein aufwändiger biaxialer Versuch notwendig [24]. Das Tsai-Wu-Kriterium berücksichtigt im Gegensatz zum Maximalspannungskriterium die Wechselwirkung mehrerer Spannungskomponenten, die jedoch zum Teil keine physikalische Bedeutung haben. Daraus ergibt sich ein wesentlicher Nachteil des Tsai-Wu-Kriteriums, das keine Unterscheidung von den verschiedenen Versagensarten erlaubt, sodass eine wesentliche Grundlage für eine genaue Schadensanalyse nicht gegeben ist. Das Puck-Kriterium lässt hingegen mittels einzelner Bruchkriterien eine Zuordnung nach Faser- bzw. Zwischenfaserbruch für den ebenen Fall zu. Eine Erweiterung stellt das Hashin-Kriterium dar, welches den allgemeinen räumlichen Fall betrachtet [28].

## 3.2 Sandwichbalkentheorie

### 3.2.1 Biegelastfall

In Abbildung 3.3 sind die wesentlichen Größen dargestellt, mittels der die analytische Beschreibung des mechanischen Verhaltens eines Sandwichbalkens erfolgt. Zur Vereinfachung liegen die Ansätze den Annahmen zu Grunde, dass die Deckschichten die gleiche Dicke  $t_f$  besitzen und aus demselben Material  $E_f$  bestehen, sodass sich hieraus ein symmetrischer Querschnitt des Sandwichverbundes ergibt.



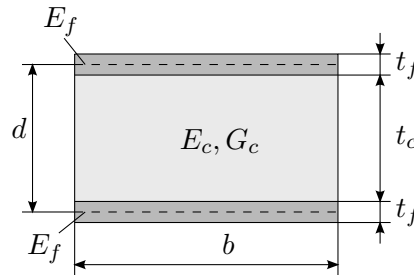


Abbildung 3.3: Querschnitt eines Sandwichverbundes

Dabei beschreibt der Parameter  $d$  den Abstand zwischen den Mittelebenen beider Deckschichten, der sich aus der Kerndicke  $t_c$  und der Deckschichthöhe  $t_f$  zusammensetzt. Die Sandwichbreite erhält die Bezeichnung  $b$ . Des Weiteren sind bei der Betrachtung die Materialkennwerte des Kerns von Bedeutung, die sich aus dem Elastizitätsmodul  $E_c$  sowie dem Schubmodul  $G_c$  ergeben.

Die Abbildung 3.4 zeigt die reale Spannungsverteilung über die Dicke für die reine Biegebelastung. Darauf basierend werden gewisse Annahmen getroffen, woraus ein vereinfachter Spannungsverlauf als Näherung resultiert [1].

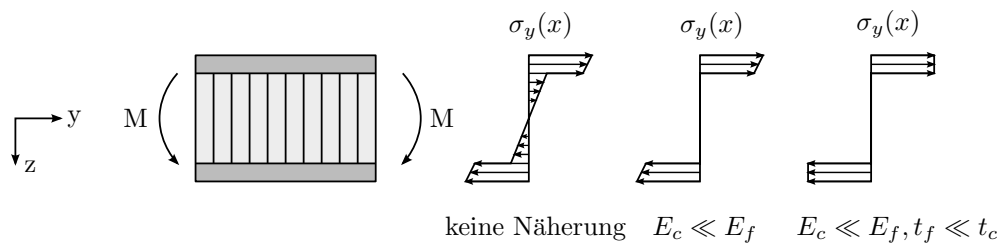


Abbildung 3.4: Spannungsverläufe in Dickenrichtung [1]

Die Biegebelastung bewirkt eine lineare Verformung über die Dicke, sodass sich folglich ein linearer Spannungsverlauf im Sandwichquerschnitt einstellt. Bezogen auf die Einheitsbreite, lässt sich die Biegesteifigkeit eines Sandwichverbundes  $D$  mit dem folgenden Zusammenhang beschreiben, wobei  $D_o$  den Steineranteil des Kerns und  $D_c$  und  $D_f$  den Eigenanteil des Kerns bzw. der Deckschichten beschreiben [1]:

$$D = \int E z^2 dz = 2D_f + D_o + D_c = \frac{E_f t_f^3}{6} + 2E_f t_f \left(\frac{d}{2}\right)^2 + \frac{E_c t_c^3}{12} \quad (3.7)$$

Beim Biegelastfall ergeben sich die Spannungen im Querschnitt aus dem Biegemoment  $M_x$ , dem jeweiligen E-Modul  $E_f$  bzw.  $E_c$  und der Biegesteifigkeit  $D$  mit der Gleichung 3.8 [1]. Der lineare Zusammenhang ergibt sich aus der Abstandskordinate  $z$  zur Mittelebene des Verbundes, sodass sich zugleich Zug- als auch Druckspannungen im Sandwichbalken einstellen. Der analytische Zusammenhang für die Spannung in der Deckschicht  $\sigma_f$  und im Kern  $\sigma_c$  ist wie folgt definiert [1]:

$$\sigma_{f,y}(z) = \frac{M_x E_f z}{D}, \quad \sigma_{c,y}(z) = \frac{M_x E_c z}{D} \quad (3.8)$$

Die Dehnungen können somit aus den folgenden Beziehungen bestimmt werden [1]:

$$\varepsilon_f(z) = \frac{M_x z}{D}, \quad \varepsilon_c(z) = \frac{M_x z}{D} \quad (3.9)$$

Der Zusammenhang für die Biegesteifigkeit aus Gleichung 3.7 lässt sich durch die Annahme vereinfachen, dass der Sandwichkern eine weitaus niedrigere Steifigkeit als die Deckschichten besitzt ( $E_c \ll E_f$ ), sodass der E-Modul und damit die Normalspannungen im Kern vernachlässigt werden können. Des Weiteren ermöglichen die äußerst dünnen Deckschichten ( $t_f \ll t_c$ ) die Annahme, dass ein annähernd konstanter Spannungsverlauf in den Deckschichten vorherrscht. Auf diesen Grundlagen basierend ergibt sich die folgende Beziehung zur Beschreibung der Biegesteifigkeit  $D$  [1]:

$$D \approx D_0 = \frac{E_f t_f d^2}{2} \quad (3.10)$$

Durch Einsetzen der Gleichung 3.10 in die Gleichung 3.8 ergibt sich die folgende Gleichung als Näherungslösung für die Spannung in den Deckschichten  $\sigma_{f,y}$  bezogen auf die Einheitsbreite:

$$\sigma_{f,y}(z) \approx \frac{2M_x z}{t_f d^2} \quad (3.11)$$

### 3.3 Finite-Elemente-Methode

Die Finite-Elemente-Methode ist ein numerisches Lösungsverfahren, bei dem partielle Differentialgleichungen gelöst werden, wodurch sich diverse Probleme aus der Statik, Dynamik, Aerodynamik und vielen weiteren Anwendungsgebieten untersuchen lassen [30].

In der FEM beruhen die theoretischen Zusammenhänge auf einer Unterteilung der Struktur in diskrete Teilbereiche, die über Rand- bzw. Eckknoten definiert werden. Diese Bereiche werden als Elemente bezeichnet und geben in ihrer Gesamtheit das Verhalten des Strukturmodells wieder. Dabei basiert die Auflösung der Differentialgleichung auf einer sogenannten schwachen Formulierung, indem diese lediglich integral erfolgt, sodass sich eine Näherungslösung einstellt [31].

Die FEM soll dazu beitragen, die Entwicklungszeit und -kosten zu reduzieren. Hierfür sollen die realen Versuchsdurchführungen weitestgehend ersetzt werden. Durch eine optimierte Konstruktion soll ferner der Materialeinsatz minimiert werden, sodass geringere Produktionskosten anfallen [31].

### 3.3.1 Praktische Anwendung

Der Ablauf einer FE-Analyse lässt sich allgemein in drei Schritte unterteilen, die wie folgt definiert sind:

- a) Modellaufbereitung
- b) Berechnung mittels eines Gleichungslösers
- c) Ergebnisaufbereitung

Bei der Modellaufbereitung wird zunächst die Vernetzung anhand der zuvor definierten Geometrie erzeugt. Anschließend können dem Objekt die entsprechenden Elementeneigenschaften und Werkstoffdaten zugewiesen werden. Den Abschluss der FE-Modellierung bildet die Erstellung des Lastfalls mittels einer geeigneten Wahl von Randbedingungen und Lasten. Das aus der Eingabedatei hervorgehende Gleichungssystem wird mittels eines Gleichungslösers berechnet und in ein Ergebnisdatei überführt. Hierfür wird die Gesamtsteifigkeitsmatrix, bestehend aus den einzelnen Elementsteifigkeitsmatrizen, mit dem Belastungsvektor und den Verschiebungen in Beziehung gebracht wird, wobei die Randbedingungen im Verschiebungsvektor berücksichtigt werden. Durch das Lösen des Gleichungssystems werden die Verformungen ermittelt, woraufhin in einer Nachlaufrechnung die Spannungen, Reaktionskräfte etc. bestimmt werden. Bei der Ergebnisaufbereitung werden die resultierenden Ergebnisse visualisiert.

### 3.3.2 Genauigkeit der Finiten-Elemente-Methode

Eine Verbesserung der Näherungslösung kann mittels der sogenannten h-Methode und p-Methode erreicht werden. Unter der h-Methode versteht man eine zunehmende Verfeinerung des FE-Netzes. Mit steigender Elementanzahl konvergiert die Näherungslösung gegen die FE-Lösung [32]. Sofern keine weiteren Unterschiede in den FE-Ergebnissen trotz Netzverfeinerung festgestellt werden können, gelten diese als netzunabhängig und sind auskonvergiert. Bei großen Spannung- und Dehnungsgradienten ist eine feine Diskretisierung zu empfehlen, da sich die Spannungen aus der Ableitung der Verschiebungen ergeben, und folglich ungenauer abgebildet werden [30]. Mit der p-Methode wird der Polynomgrad der Ansatzfunktion erhöht, um so eine höhere Genauigkeit in den Ergebnissen zu erreichen. Die Genauigkeit der Ergebnisse hängt nicht nur von der Elementanzahl ab, sondern auch noch vom verwendeten Elementtyp selbst und dessen Integrationsordnung [31], worauf im darauffolgenden Abschnitt genauer eingegangen wird. Überdies gilt es die Form der Elemente zu beachten. Diese sollten nicht zu starke Verzerrungen aufweisen, um die Kriterien des Solvers einzuhalten [32].

### 3.3.3 Finite Elemente

Bei der FEM wird eine Vielzahl an unterschiedlichen Elementen angeboten, die auf vereinfachten Theorien basieren und deswegen nur auf bestimmte Anwendungen beschränkt sind. Allgemein lassen sich die Elemente in die folgenden Kategorien gliedern [31]:

- a) 1D-Linienelemente: Stab, Balken
- b) 2D-Flächenelemente: Scheibe, Platte, Schale, Kontaktelemente
- c) 3D-Volumenelemente: Kontinuumelemente

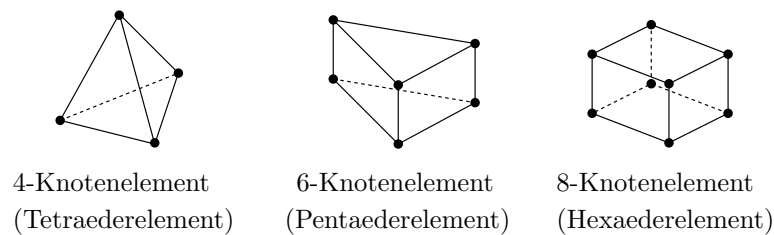
Darüber hinaus gibt es noch sehr spezifische Elemente, die nicht direkt den obigen Klassen zugeordnet werden und vielmehr als Hilfselemente fungieren. Dazu gehören unter anderem die Punktmassen, Federn, Dämpfer, unendliche Elemente und Starrkörper.

Im Wesentlichen unterscheiden sich die Elemente durch die Anzahl der Knotenfreiheitsgrade, die Knotenanzahl, die Formulierung und die Integrationsordnung der Ansatzfunktionen. Die Wahl der Elemente richtet sich in der Regel nach der Geometrie der zu untersuchenden Struktur, dem Belastungszustand, dem Analysetyp und lokaler bzw. globaler Betrachtung der Ausgabegrößen [31]. Im Folgenden soll näher auf die einzelnen Elemente bzw. Elementtyp eingegangen werden, die in dieser Studie verwendet werden.

### 3D-Volumenelemente

Die Volumenelemente, auch Kontinuumelemente genannt, ermöglichen die Untersuchung von allgemeinen dreiachsigen Spannungszuständen. Dabei wird die Verformung durch die translatorischen Freiheitsgrade  $u_{ix}$ ,  $u_{iy}$ ,  $u_{iz}$  beschrieben, sodass sich in Summe drei Freiheitsgrade je Knoten ergeben [33]. In der folgenden Abbildung sind die bevorzugten Volumenelemente dargestellt, die sich in der Knotenanzahl und dem Grad der Ansatzfunktion unterscheiden (Siehe Abbildung 3.5):

a) Elemente mit linearen Ansatzfunktionen



b) Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen

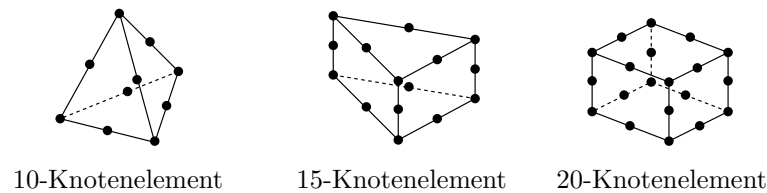


Abbildung 3.5: Übersicht verschiedener Volumenelemente

Die Kontinuumelemente haben den großen Vorteil, dass sie universell einsetzbar sind und sich prinzipiell für die Vernetzung einer jeden erdenklichen Geometrie eignen. Die Tetraederelemente gestatten eine automatische Vernetzung selbst bei komplizierten Strukturen. Allerdings verfügen sie über eine vergleichsweise schlechte elastomechanische Qualität, sodass sich das 4-Knotenelement bei Biegeproblemen aufgrund der elementweisen konstanten Spannungen und Dehnungen zu steif verhält, wobei das 10-Knotenelement noch gute Ergebnisse ermöglicht. Das Hexaederelement mit einer linearen Ansatzfunktion liefert hingegen ein gutes Verhältnis vom Aufwand zum Nutzen und wird daher für gewöhnlich zur Netzgenerierung verwendet, sofern diese geometrisch umsetzbar und nicht zu aufwändig ist. Die Hexaederelemente mit einem vollständigen quadratischen Ansatz sind sehr rechenintensiv und finden aus dem Grund in der praktischen Anwendung relativ selten Verwendung. Für den Fall, dass eine vollständige Vernetzung mit Hexaederelementen in einem bestimmten Bereich nicht möglich ist, können die Pentaederelemente zum Auffüllen dieser Regionen Abhilfe schaffen [32].

Die Integrationsordnung der Elementansatzfunktionen hat einen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisgüte und den Rechenaufwand. Die Elementsteifigkeitsmatrizen werden nicht analytisch, sondern mittels numerischer Integrationsverfahren gelöst [31]. Dazu bedient man sich der Gaußintegration  $n$ -ter Ordnung. Bei der Integrationsordnung unterscheidet man zwischen der vollen und reduzierten Integration. Die volle Integration greift entgegen der reduzierten Integration auf alle Integrationspunkte zurück, wodurch sich im Vergleich eine bessere Lösung einstellen sollte. Jedoch geht damit ein erhöhter numerischer Aufwand einher, sodass an der Stelle abgewogen werden muss, welche Ordnung in der gegebenen Situation sinnvoller ist.

Unter bestimmten Voraussetzungen können bei beiden Integrationsordnungen ungewollte Effekte auftreten. Die vollintegrierten, linearen Elemente neigen dazu, sich unter Biegebeanspruchung zu steif zu verhalten, wodurch sich gegebenenfalls zu geringe Verschiebungen einstellen [31]. Dabei spricht man vom sogenannten Shear Locking. In Abbildung 3.6 ist dieses Phänomen schematisch veranschaulicht. Dabei beschreibt die Abbildung 3.6.a ein vollintegriertes lineares Element, das rein auf Biegung belastet ist. Im Vergleich dazu ist in Abbildung 3.6.b ein vollintegriertes Element mit einem quadratischen Ansatz dargestellt.

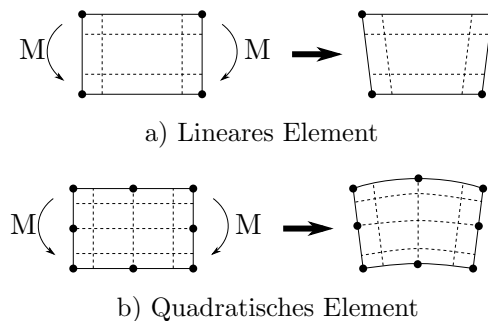


Abbildung 3.6: Auf Biegung beanspruchte vollintegrierte Elemente

Bei dem linearen Element fällt auf, dass die gestrichelten Orientierungslinien nicht mehr senkrecht zueinander verlaufen, was auf Schub hindeutet, obwohl das Element einer reinen Biegebelastung ausgesetzt ist. Da die Elementkanten sich aufgrund des linearen Ansatzes nicht krümmen können, führt die reine Biegebelastung zwangsläufig zu jener Schubverzerrung. Dabei geht ein Teil der Verformungsenergie in die Schubverformung mit ein, woraufhin die Biegeverformung abnimmt. Das Element verhält sich damit zu steif. Elemente mit einem quadratischen Ansatz erlauben hingegen eine Krümmung der Elementkanten, sodass die Biegeverformung angemessen abgebildet werden kann. Die gedachten Hilfslinien

liegen somit weiterhin senkrecht zueinander, weswegen das Shear Locking durch die Wahl eines quadratischen Ansatzes umgangen werden kann [31].

Des Weiteren besteht die Möglichkeit, bei den linearen Elementen auf die reduzierte Integration zurückzugreifen. Dadurch werden bei der numerischen Integration weniger Gaußpunkte verwendet, was jedoch unter Umständen zu einem sogenannten Hourglassing führen kann (Siehe Abbildung 3.7). Dabei weisen die Elemente eine zu hohe Flexibilität auf, indem sie dem Verzerrungszustand keinen elastischen Widerstand entgegenbringen. Hieraus stellen sich Verzerrungszustände ohne jegliche Verzerrungsenergie ein, die auch als Null-Energiemode bezeichnet werden. Diese können sich durch die Vernetzung fortführen, sodass unbrauchbare Ergebnisse produziert werden [31].

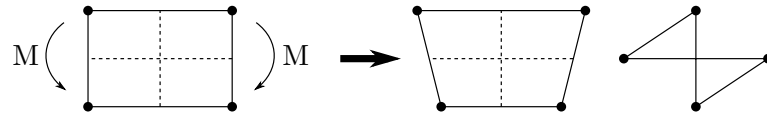


Abbildung 3.7: Auf Biegung beanspruchtes reduziertes Element

## 2D-Schalenelemente

Die Schalenelemente werden als gekrümmte Flächentragwerke bezeichnet. Die Eigenschaften ergeben sich aus der Überlagerung des Scheiben- und Plattenzustandes, sodass sich die Schnittgrößen in die Membran- und Biegeschnittgrößen unterteilen lassen (Siehe Abbildung 3.8). Der Membranzustand wird mittels der Kraftflüsse  $n_x$ ,  $n_y$  und des Schubflusses  $n_{xy}$  beschrieben. Die Plattenschnittgrößen entsprechen den Querkraftflüssen  $q_x$ ,  $q_y$  und den Momentenflüssen  $m_x$ ,  $m_y$ ,  $m_{xy}$  [33].

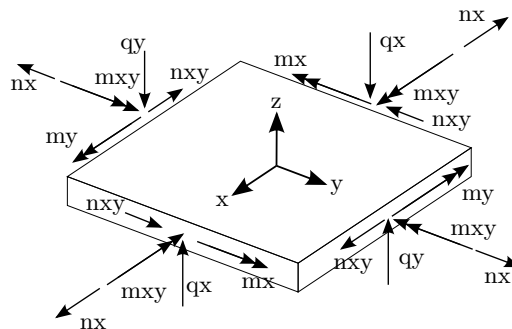


Abbildung 3.8: Schnittgrößen eines Schalenelementes

Dadurch ergeben sich beim Schalenelement insgesamt fünf Freiheitsgrade für jeden Knoten,

wobei die Verformung durch die Scheibefreiheitsgrade  $u_x$ ,  $u_y$  und die Plattenfreiheitsgrade  $u_z$ ,  $r_x$ ,  $r_y$  beschrieben wird [33].

Sofern die Dimension in Dickenrichtung wesentlich geringer als die restlichen Abmessungen ausfällt, können die Spannungen in dieser Richtung vernachlässigt werden. Für diesen Fall liefern die Schalenelemente bessere Ergebnisse als die Volumenelemente [31].

## Kopplungen

Die Kopplung einzelner Knoten kann mittels sogenannter Rigid Body Elements, kurz RBE, realisiert werden. Diese können zur Berücksichtigung von quasi starren Körpern verwendet werden oder zur Erfassung von Lasteinleitungen und Randbedingungen dienen. Bei den Starrkörperelementen wird zwischen den RBE2- und RBE3-Elementen unterschieden [32].

Die RBE2-Elemente beschreiben über kinematische Beziehungen starre Verbindung [33]. Dabei stehen die Freiheitsgrade der abhängigen Knoten in Abhängigkeit des unabhängigen Referenzknotens, sodass keine relative Bewegung zueinander möglich ist. Damit geht eine künstliche Versteifung der Struktur einher [32].

Die RBE3-Elemente werden für eine gleichmäßige Lastverteilung verwendet. Über einen abhängigen Referenzknoten wird die Last aufgebracht, woraufhin diese auf die unabhängigen Knoten übertragen wird. Die Kopplung wird über eine gewichtete Interpolationsfunktion realisiert und hängt von den vorgegebenen Freiheitsgraden ab. Dabei können Relativbewegungen zwischen den unabhängigen Knoten entstehen, sodass hier im Vergleich zu den RBE2-Elementen keine künstliche Versteifung der Struktur resultiert [34].

### 3.3.4 Zwangsbedingungen

Über die Tie-Bedingung können zwei separate Flächen bei der Simulation unlösbar miteinander verbunden werden, sodass keine Relativbewegung zwischen den Elementknoten entsteht. Dabei bleiben die Kontaktabstände zu Beginn der Simulation weiterhin bestehen und jegliche Gleitungen zwischen den Flächen werden zu null gesetzt [35].

Hierfür werden eine sogenannte Slave- und Master-Fläche definiert. Die Knoten der Slave-Fläche gehen mit den nächstliegenden Knoten der Master-Fläche eine Bindung ein, sodass sie die gleiche translatorische und rotatorische Bewegung ausführen. Diese Abhängigkeit wird durch entsprechende kinematische Beziehungen zwischen den Freiheitsgraden realisiert. Jedem Slave-Knoten wird dazu ein Tie-Element zugewiesen.



## 4 Experimentelle Studie

In diesem Kapitel werden die real durchgeführten Versuche und die daraus resultierenden Ergebnisse vorgestellt, die als Grundlage für die numerischen Untersuchungen dienen und bereits zu Beginn dieser Arbeit vorlagen [36]. Der Geheimhaltung wegen, sind die dargestellten Ergebnisse mit einem Normierungsfaktor versehen.

Zum einen stellen die experimentellen Ergebnisse des Vier-Punkt-Biege- und Schubrahmenversuches die Grundlage für die Bestimmung der Materialkennwerte der untersuchten Sandwichverbunde dar, auf die im Anschluss bei der numerischen Simulation zurückgegriffen wird. Weiterhin geben die Ergebnisse Aufschluss über die maximale tragbare Last, um daraus die zulässigen Spannungen im Verbund ermitteln zu können, anhand derer die Versagensvorhersage der numerischen Simulation bewertet wird. Im Weiteren werden die experimentellen Untersuchungen der Zapfenverbindungen von Sandwichstrukturen vorgestellt. Dazu wurden für zwei unterschiedliche Verbindungsarten jeweils ein Auszugtest als auch ein Biegeversuch durchgeführt und dabei die sich ergebenden Versagenslasten gemessen.

### 4.1 Material

Die verwendeten Prüfkörper sind allesamt aus dem gleichen Material gefertigt. Die entsprechende Bezeichnung des Werkstoffs lautet 021-GPH-48-2.4-25. Hierbei handelt es sich um einen Werkstoffverbund, bei dem sich die Deckschichten jeweils aus einer Gewebeschicht zusammensetzen. Diese bestehen aus senkrecht zueinander angeordneten Glasfasern, die in Phenolharz getränkt sind. Der dazugehörige Kern ist aus Polyamidpapier gefertigt und weist dabei die typische Zellgeometrie einer Honigwabenstruktur mit einer Zellweite von 3,2 mm auf. Die Dichte des Werkstoffs beträgt  $48 \text{ kg/m}^3$ . Alle Sandwichproben besitzen eine Gesamtdicke  $t$  von 25 mm. Hierbei beträgt die Dicke einer Deckschicht  $t_f$  jeweils 0,33 mm, sodass sich eine Kerndicke  $t_c$  von 24,34 mm ergibt.

## 4.2 Vier-Punkt-Biegeversuch

Der Vier-Punkt-Biegeversuch kann zur Bestimmung der Materialparameter des Sandwichverbundes beitragen [1, 37]. Da der Elastizitätsmodul des Kerns in Balkenrichtung wesentlich geringer ist als bei den Deckschichten, kann dieser näherungsweise vernachlässigt werden [1]. Somit lassen sich aus dem Biegemoment und der daraus resultierenden Durchbiegung die Biegesteifigkeit und damit der Elastizitätsmodul  $E_x$  bzw.  $E_1$  der Deckschichten in Balkenlängsrichtung analytisch ermitteln. Überdies ist die zulässige Druckspannung  $\sigma_{zul,D}$  der Deckschichten mittels der Versagenslast nach den Gesetzen der Festigkeitslehre bestimmbar.

### 4.2.1 Versuchsproben

Abbildung 4.1 zeigt die geometrischen Abmessungen der Versuchsprobe im Querschnitt. Für die Untersuchung ist eine Breite des Verbundes  $b$  von 63 mm vorgesehen.

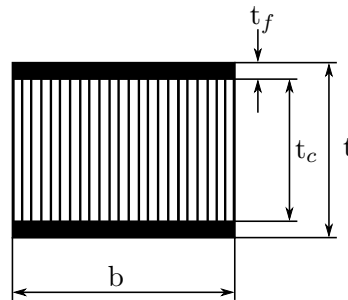


Abbildung 4.1: Querschnittsgeometrie der Versuchsproben des Vier-Punkt-Biegeversuches

Aufgrund der Fertigung müssen gewisse Abweichungen in der Breite der jeweiligen Versuchsprobe hingenommen werden. Aus den tatsächlichen Balkenbreiten ergibt sich im Schnitt ein Mittelwert von 63,01 mm bei einer Standardabweichung von 0,06 mm (Siehe Tabelle 4.1). Der Verbund erstreckt sich über eine Länge  $L$  von 600 mm. Bei der Ausrichtung des Kerns kongruiert die W-Richtung mit der Balkenlängsachse.

Tabelle 4.1: Breitenmaße der Versuchsproben beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Größe	Probenbreite [mm]
Mittelwert	63,01
Standardabweichung	0,06

### 4.2.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Abbildung 4.2 zeigt den schematischen Aufbau der Versuchsvorrichtung mit allen relevanten Abmessungen. Dabei liegt der Balken auf zwei zylinderförmigen Stützen an. Die Sandwichprobe wird auf den Lagerstellen derart positioniert, dass sich hieraus weitestgehend symmetrische Randbedingungen ergeben. Die Belastung wird ebenfalls mithilfe von zwei zylinderförmigen Rollen aufgebracht, dessen Krafteinleitung symmetrisch erfolgt. Diese weisen, wie auch die Lagerungsstützen, im Vergleich zum Sandwichbalken eine wesentlich höhere Steifigkeit auf.

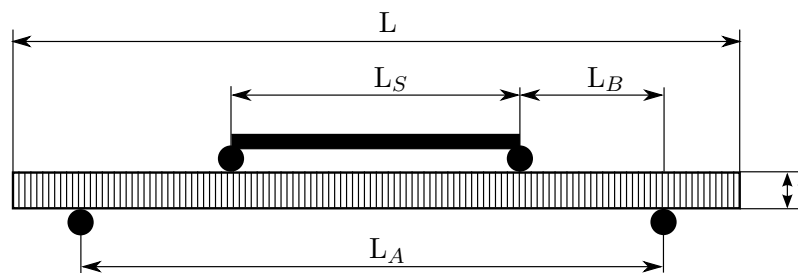


Abbildung 4.2: Schematischer Versuchsaufbau des Vier-Punkt-Biegeversuches [36]

In der Tabelle 4.2 sind die entsprechenden Werte der jeweiligen Größen zusammengefasst. Der Abstand der beiden Stützstellen  $L_A$  beträgt 500 mm. Die beiden Lasteinleitungsstellen besitzen einen Abstand  $L_S$  von 250 mm zueinander. Der Hebelarm  $L_B$  misst demnach jeweils 125 mm.

Tabelle 4.2: Längenabstände beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Größe	Abkürzung	Wert [mm]
Gesamtlänge des Sandwichbalkens	$L$	600
Abstand der Lasteinleitungen	$L_S$	250
Abstand der Stützstellen	$L_A$	500
Hebelarm	$L_B$	125

Da einzig statische Lastfälle Teil der Untersuchung sein sollen, erfolgt die Belastung quasi-statisch, was folglich eine hinreichend langsame Lastaufbringung erfordert. Dabei beläuft sich die Testreihe auf eine Anzahl von insgesamt 16 Versuchsdurchführungen, bis schließlich jeweils ein Versagen der gesamten Struktur festgestellt werden konnte. Gleichzeitig wird eine Wegemessung zur Ermittlung der Verschiebung in den Krafteinleitungsstellen vorgenommen.

### 4.2.3 Darstellung der Versuchsergebnisse

In Tabelle 4.3 ist der Mittelwert der vertikalen Verschiebungen  $U_z$  aus der entsprechenden Belastung  $F$  dargestellt. Hierbei beträgt die Last  $F$  ungefähr 30 % der zu erwarteten Versagenslast. Dies hat den Hintergrund, dass zur anschließenden Bestimmung des E-Moduls die Vermessung der Verschiebung  $U_z$  im elastischen Bereich stattzufinden hat.

Tabelle 4.3: Resultierende Verschiebung  $U_z$  infolge der Kraft  $F$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Größe	Verschiebung $U_z$ [mm]	Kraft $F$ [N]
Mittelwert	2,25	283
Standardabweichung	0,08	0,83

Die analytische Bestimmung des Elastizitätsmoduls  $E_x$  erfolgte in [36] auf Basis des Prinzips der virtuellen Kräfte. Unter Verwendung der bekannten Verschiebung  $U_z$  (Siehe Tabelle 4.3) resultiert ein Elastizitätsmodul  $E_x$  von 15020 MPa (Siehe Tabelle 4.4).

Tabelle 4.4: Resultierender Elastizitätsmodul  $E_x$  aus dem Vier-Punkt-Biegeversuch

Größe	E-Modul $E_x$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Mittelwert	15020
Standardabweichung	517

In Tabelle 4.5 ist die resultierende Versagenslast zusammengefasst. Mit einer Standardabweichung von 30,1 N beträgt die prozentuale Abweichung nur knapp über 3 % ohne jegliche Ausreißer innerhalb der Testreihe, sodass die Versuchsdurchführungen nur geringe Unterschiede bei den gemessenen Versagenslasten aufweisen. Der Mittelwert beträgt 1000 N.

Tabelle 4.5: Resultierende Versagenslast  $F_R$  aus dem Vier-Punkt-Biegeversuch

Größe	Versagenslast $F_R$ [N]
Mittelwert	1000
Standardabweichung	30,1

Da das Versagen des Verbundes auf einen Bruch in der druckbeanspruchten Deckschicht zurückgeführt werden kann, lässt sich die maximal ertragbare Druckspannung  $\sigma_{zul,D}$  unter Zuhilfenahme der Gleichung 3.11 wie folgt näherungsweise bestimmen:

$$\sigma_{zul,D} \approx \frac{2 M_{b,max} z_{max}}{t_f d^2 b} = \frac{2 \frac{F_R L_B}{2} \frac{t}{2}}{t_f (t_c + t_f)^2 b} = 123,49 \text{ MPa} \quad (4.1)$$

Diese setzt sich aus dem maximalen Biegemoment  $M_{b,max}$  zusammen, welches sich aus der Multiplikation der halben Versagenslast  $F_R/2$  und dem dazugehörigem Hebelarm  $L_B$  ergibt. Der maximale Abstand zur Mittelebene des Verbundes  $z_{max}$  entspricht der Hälfte der Gesamtdicke  $t$ . Des Weiteren ist die Spannung von den Dicken der jeweiligen Komponenten  $t_f$  und  $t_c$ , sowie der Sandwichbreite  $b$  abhängig. Durch das Einsetzen der gegebenen Größen ergibt sich eine zulässige Spannung von  $\sigma_{zul,D} = 123,49 \text{ MPa}$ .

### 4.3 Schubrahmenversuch

Eine Methode zur Untersuchung der Schubeigenschaften von Sandwichverbunden bietet der Schubrahmenversuch. Dieser eignet sich besonders zur Ermittlung des Schubmoduls  $G_{xy}$  bzw.  $G_{12}$  der Deckschichten in Plattenebene [38]. Darüber hinaus sollen die Ergebnisse aus dem Schubversuch zur Bestimmung der zulässigen Schubspannung  $\tau_{zul}$  in den Deckschichten beitragen.

#### 4.3.1 Versuchsproben

An den Rändern der Sandwichplatte sind Aluminiumanschlüsse statt des Kerns vorgesehen. Diese dienen zur Fixierung der Probe an der Versuchsvorrichtung. Da hat den Hintergrund, dass das Spannen eines Sandwichverbundes entlang seiner Seite aufgrund der hohen Kompressibilität des Kerns Komplikationen impliziert, sodass die Verbindung mit der Versuchsvorrichtung über diese Anschlüsse realisiert wird. Die Kantenlänge  $L_K$  des eigentlichen Sandwichverbundes beträgt 386 mm.

#### 4.3.2 Versuchsaufbau und –durchführung

Der prinzipielle Versuchsaufbau ist in der Abbildung 4.3 veranschaulicht dargestellt. Der Rahmen besteht aus vier Stahlschienen, die jeweils an einer Kante mit den Aluminiumanschlüssen der Probe fest verschraubt sind. Die Ecken der Sandwichprobe bleiben dabei frei gelagert. Die Verbindung der Schienen miteinander wird über Scharniergelenke realisiert.

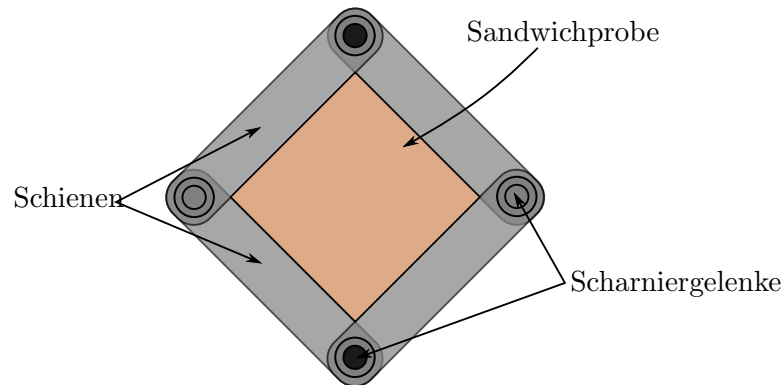


Abbildung 4.3: Schematischer Versuchsaufbau des Schubrahmenversuches

Über eines der Gelenke erfolgt die Kraftübertragung in diagonaler Richtung. Die translatorische Verschiebung am Gelenk der gegenüberliegenden Ecke ist entsprechend unterbunden, sodass die Probe weitestgehend einer reinen Schubbelastung ausgesetzt wird. In Summe wurden 14 Versuchsproben auf diese Weise getestet.

### 4.3.3 Darstellung der Versuchsergebnisse

Die nachstehende Abbildung 4.4 zeigt schematisch auf, welche geometrische Abhängigkeit beim Schubrahmenversuch besteht. Falls der Eckknoten  $a$  festgehalten wird, geht infolge der Kraftbelastung  $F$  im Knoten  $d$  eine maximale Verschiebung  $u$  in vertikaler Richtung in  $d$  einher. Die Eckknoten  $b$  und  $c$  erfahren dabei eine Verschiebung, die der Hälfte der maximalen Verschiebung  $u$  entspricht. Die Kantenlängen bleiben erhalten, sodass sich infolgedessen eine Gleitung mit einer entsprechenden Winkeländerung  $\gamma$  einstellt.

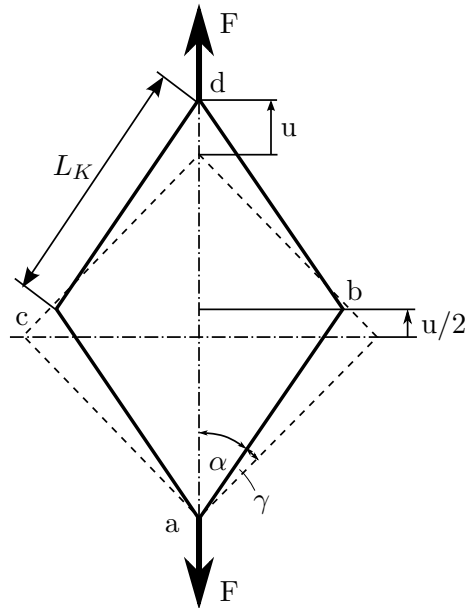


Abbildung 4.4: Geometrische Zusammenhänge beim Schubrahmenversuch [36]

Die Versuchsergebnisse des Schubrahmenversuchs sind in der Tabelle 4.6 dargestellt. Darin sind die aufgebrachten Lasten  $F$  und die damit einhergehenden Verschiebungen  $u$  je Probe zusammengefasst.

Tabelle 4.6: Resultierende Verschiebung  $U_3$  infolge der Kraft  $F$  beim Schubrahmenversuch

Größe	Verschiebung $u$ [mm]	Kraft $F$ [N]
Mittelwert	1,140	5859
Standardabweichung	0,076	46

Die in den Deckschichten vorherrschende Schubspannung  $\tau$  lässt sich mit der Gleichung 4.2 analytisch bestimmen. Dabei kann die Schubkraft  $F_s$  durch die Kraftkomponenten von  $F$  ausgedrückt werden. Die entsprechende Fläche setzt sich aus den Deckschichtflächen mit der Kantenlänge  $L_K$  und den beiden Deckschichtdicken  $t_f$  zusammen.

$$\tau = \frac{F_s}{A} = \frac{\sqrt{2} \cdot F}{2} \cdot \frac{1}{L_K \cdot 2 \cdot t_f} = \frac{F}{\sqrt{2} \cdot L_K \cdot 2 \cdot t_f} \quad (4.2)$$

Durch das Einsetzen der kritischen Belastung  $F_R$  in die Gleichung 4.2 ergibt sich folglich die zulässige Schubspannung  $\tau_{zul}$  in der Decksicht mit der folgenden Beziehung:

$$\tau_{zul} = \frac{F_R}{\sqrt{2} \cdot L_K \cdot 2 \cdot t_f} = 51,12 \text{ MPa} \quad (4.3)$$

Die zulässige Schubspannung  $\tau_{zul}$  in den Deckschichten lässt sich durch das Einsetzen der gemittelten Versagenslast in die Gleichung 4.3 ermitteln, sodass diese bei der untersuchten Versuchsreihe 51,12 MPa beträgt.

Für die Schubspannung  $\tau$  und Gleitung  $\gamma$  besteht im einfachsten Fall ein linearer Zusammenhang, der über den Schubmodul  $G$  hergestellt wird (Siehe Gleichung 4.4). Zur Ermittlung des Schubmoduls wird die Gleichung nach  $G$  umgestellt, sodass sich der Zusammenhang gemäß Gleichung 4.5 ergibt.

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (4.4)$$

$$G = \frac{\tau}{\gamma} = \frac{F}{\sqrt{2} \cdot L_K \cdot 2 \cdot t_f} \cdot \frac{1}{\gamma} = 4522 \text{ MPa} \quad (4.5)$$

In der Tabelle 4.7 ist der Mittelwert der im Versuch aufgebrachten Lasten zusammengefasst, die zu einem Versagen der jeweiligen Probe führten. In der Versuchsreihe stellt einzig die elfte Probe einen Ausreißer bezüglich der Bruchlast dar. Davon abgesehen liegen die Versagenslasten der restlichen 13 Proben relativ dicht beieinander, wodurch sich eine Standardabweichung von nur etwa 1,1 % einstellt. Des Weiteren sind in der Tabelle der gemittelte Schubmodul  $G_{xy}$  aufgeführt, der sich aus der entsprechenden Last  $F_R$  und dem dazugehörigen Schubwinkel  $\gamma$  mit dem Zusammenhang aus Gleichung 4.5 ergibt. Die Mittelung der Versagenslast liefert einen Schubmodul  $G_{xy}$  von 4522 MPa.

Tabelle 4.7: Resultierende Gleitung  $\gamma$ , Schubmodul  $G_{xy}$  und Versagenslast  $F_R$  beim Schubrahmenversuch

Größe	Schubwinkel $\gamma$ [-]	Schubmodul $G_{xy}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Versagenslast $F_R$ [N]
Mittelwert	0,0113	4522	18419
Standardabweichung	$7,63110^{-4}$	289	200



## 4.4 Untersuchung von Sandwichverzapfungen

Im Folgenden werden die experimentellen Versuche Eck- und T-Stoßverzapfungen vorgestellt. Hierzu wurden zwei unterschiedliche Lastfälle untersucht, welche die Anforderungen gemäß [39] erfüllen müssen. Bei den Versuchen handelt es sich zum einen um einen Auszugtests und zum anderen um Biegeversuche. Diese sollen in erster Linie zur Bestimmung der maximal zulässigen Last beitragen, welche die Verbindungen im Stande sind aufzunehmen.

### 4.4.1 Auszugversuch der Eckverbindung

#### Versuchsproben

Die Fertigung der Verzapfung unterliegt den Vorschriften gemäß FA 002-1 „Herstellen von verzinkten Eckverbindungen mit Sandwichpanel“. Die Verbindung wird durch zwei Sandwichplatten mit den gleichen Abmessungen realisiert, die jeweils 199 mm in der Länge und 220 mm in der Breite messen (Siehe Abbildung 4.5). Dadurch ergibt sich ein Längenabtsand von ca. 175 mm ausgehend von einem freien Ende einer Sandwichplatte bis zur Berührungsfläche mit der anderen Platte. Des Weiteren können der Abbildung die geometrischen Daten der Zapfen und Zapfenausschnitte entnommen werden. Damit die Lastübertragung möglichst homogen erfolgt, ist ein Laminatanschluss als GFK-Kern statt des gewöhnlichen Honigwabenkerns aus Aramidpapier in die Sandwichstruktur eingearbeitet. In diesem ist ein Durchgangsloch zentral eingefräst, über das die Last mittels einer Schraubenverbindung übertragen wird.

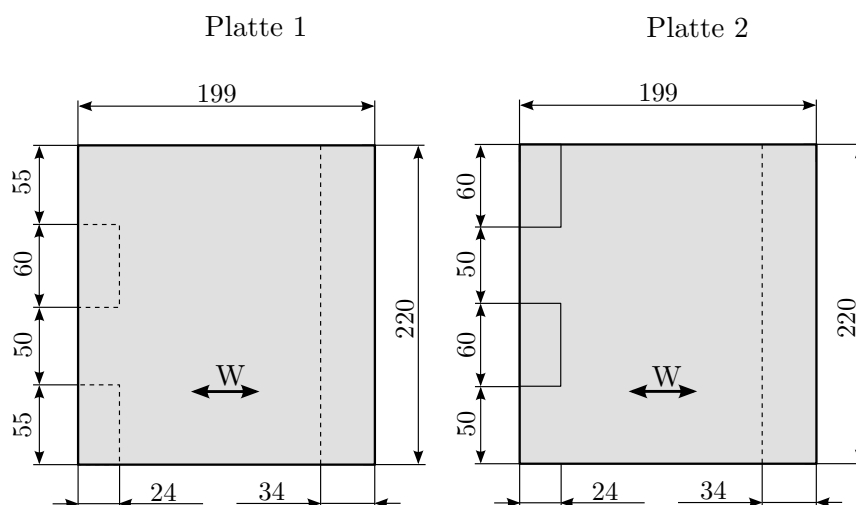


Abbildung 4.5: Probenmaße der Eckverbindungen des Auszugversuches in [mm]

### Versuchsaufbau und -durchführung

In der Abbildung 4.6 ist der prinzipielle Versuchsaufbau dargestellt. Über eine Zugmaschine wird die Belastung in die vertikale Sandwichplatte eingeleitet. Dabei ist die Platte mit der Zugmaschine über eine Kettenvorrichtung verbunden, sodass die Kraftaufbringung nicht richtungstreu erfolgt. Bei der Versuchsdurchführung wird die aufgebrachte Last zunehmend erhöht, bis schließlich die maximale ertragbare Last erreicht wird. Um die freie Bewegung im Raum zu unterbinden, ist die zweite Sandwichplatte von einer verschweißten Halterung umschlossen. Insgesamt wurden 13 Versuche durchgeführt, um Unregelmäßigkeiten im Versuch auszuschließen bzw. zu minimieren, wie etwa fehlerhafte Proben.

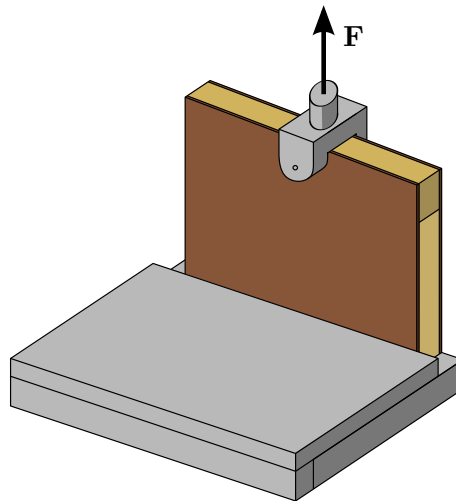


Abbildung 4.6: Schematischer Versuchsaufbau des Auszugversuchs der Eckverbindung [36]

### Darstellung der Versuchsergebnisse

In der Tabelle 4.8 ist die resultierende Versagenslast aus den Auszugversuchen aufgeführt. Aus den Versuchen ergibt sich eine gemittelte Versagenslast von 3097 N, wobei die Standardabweichung 200 N beträgt. Damit wird eine angemessene Genauigkeit bei der Bestimmung der Versagenslast erreicht.

Tabelle 4.8: Resultierende Versagenslaste  $F_R$  beim Auszugversuch der Eckverbindungen

Größe	Versagenslast $F_R$ [N]
Mittelwert	3097
Standardabweichung	200

#### 4.4.2 Biegeversuch der Eckverbindung

##### Versuchsproben

In Abbildung 4.7 ist die vorgesehene Geometrie der verwendeten Proben für den Biegeversuch dargestellt. Beide Sandwichplatten besitzen eine Länge von 129 mm. Daraus ergibt sich ein Hebelarm, der in etwa 105 mm misst. Die Breite beider Sandwichplatten beträgt 220 mm. An den Enden beider Platten ist wiederum ein Laminatkern in die jeweilige Sandwichplatte eingearbeitet (Siehe Abbildung 4.7). Diese besitzen jeweils eine Länge von 34 mm und erstrecken sich über die ganze Breite des Verbundes.

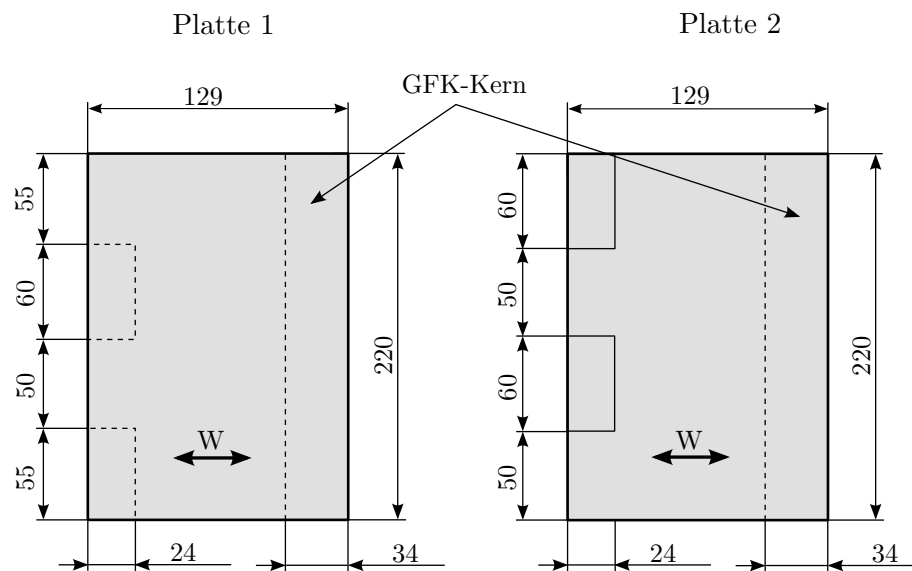


Abbildung 4.7: Probenmaße der Eckverbindungen des Biegeversuches in [mm]

##### Versuchsaufbau und -durchführung

Die Sandwichverbindung liegt gemäß Abbildung 4.8 auf einer glatten Oberfläche auf. Dabei wird die Belastung mittels einer waagerechten Platte von oben auf die Sandwichstruktur aufgebracht, indem diese langsam heruntergefahren wird, bis schließlich die Versagenslast erreicht ist. Eine seitliche Auslenkung der Probe kann unbehindert erfolgen. Die Versuchsreihe beinhaltet beim Biegeversuch ebenfalls 14 Testproben.

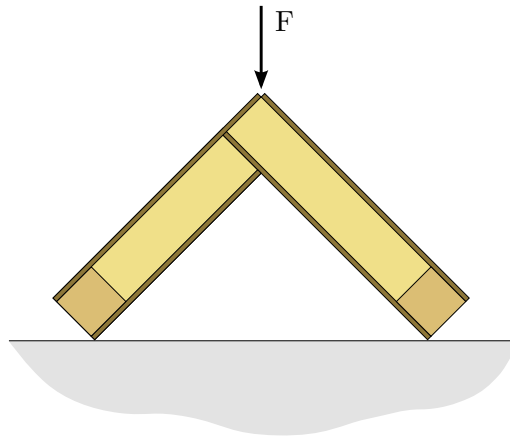


Abbildung 4.8: Schematischer Versuchsaufbau des Biegeversuchs der Eckverbindung [36]

### Darstellung der Versuchsergebnisse

In der Tabelle 4.9 sind die Ergebnisse aus dem Biegeversuch zusammengefasst. Diese beinhalten die gemittelte Last  $F_R$ , infolge der die Sandwichverzapfungen letztendlich versagen. Die Mittelung aller Versagenslasten ergibt einen Wert von 3079 N. Dabei wird eine Standardabweichung von lediglich 199 N festgestellt.

Tabelle 4.9: Resultierende Versagenslaste  $F_R$  aus dem Biegeversuch der Eckverbindungen

Größe	Versagenslast $F_R$ [N]
Mittelwert	3079
Standardabweichung	199

### 4.4.3 Auszugversuch

#### Versuchsproben

Die genauen Abmessungen der beiden Sandwichplatten einschließlich der Zapfengeometrie können der Abbildung 4.9 entnommen werden. Dabei beträgt die Länge beider Sandwichplatten 200 mm und die Breite 220 mm. In der vertikalen Platte ist wiederum ein Laminatanschluss verarbeitet, um eine homogenere Lasteinleitung zu ermöglichen. Dieser GFK-Kern besitzt ebenfalls eine Länge von 34 mm und erstreckt sich über die volle Breite jener Sandwichplatte.

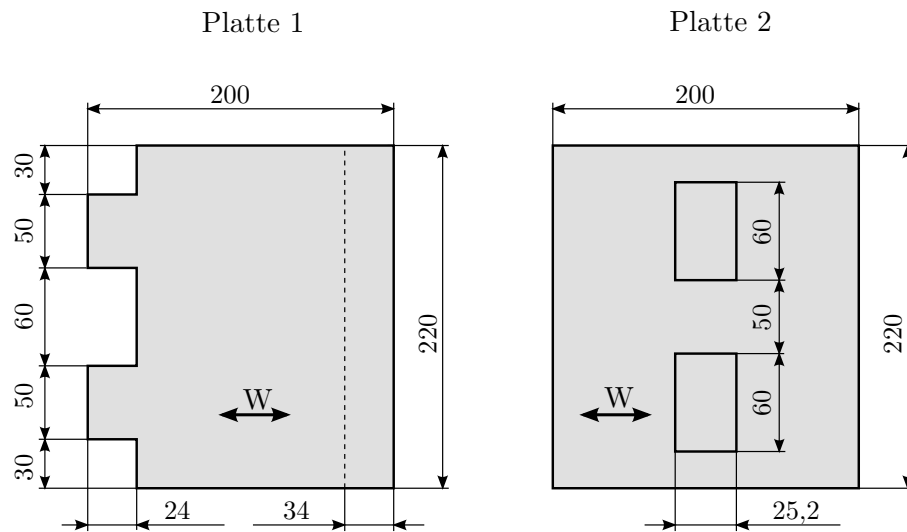


Abbildung 4.9: Probenmaße der T-Stoßverbindungen des Auszugversuches in [mm]

### Versuchsaufbau und -durchführung

In Abbildung 4.10 ist der Versuchsaufbau veranschaulicht dargestellt. Hierbei umschließt die Stützvorrichtung fast die gesamte untere Platte, sodass von einem geringen Spiel abgesehen die translatorische Bewegung weitestgehend unterbunden wird. Einzig der Bereich um die Verzapfungsstelle herum liegt frei. Hierbei misst der senkrechte Abstand der Halterung zu der vertikalen Platte ungefähr 10 mm. Die Belastung wird über eine Zugmaschine aufgebracht, die mithilfe einer Kette an der vorgesehenen Einleitungsstelle im GFK-Kern über eine Schraubverbindung realisiert wird.

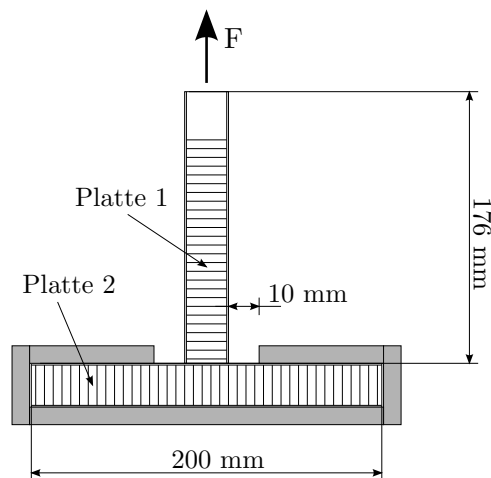


Abbildung 4.10: Schematischer Versuchsaufbau des Auszugversuches für die T-Stoßverbindung [36]

Auf diese Weise wird über die vertikale Sandwichplatte Zug aufgebracht, bis die Probe letztlich der Belastung endgültig nachgibt und infolgedessen bricht. Dieser Vorgang wird in Summe mit 15 gleichartigen Proben durchgeführt.

### Darstellung der Versuchsergebnisse

In Tabelle 4.10 sind die Ergebnisse des Auszugversuches dargestellt. Darin ist die gemittelte Versagenslasten enthalten, für die sich ein Betrag von 5026 N ergibt, sodass die Standardabweichung 688 N beträgt.

Tabelle 4.10: Resultierende Versagenslast  $F_R$  beim Auszugversuch der T-Stoßverbindungen

Größe	Versagenslast $F_R$ [N]
Mittelwert	5026
Standardabweichung	688

#### 4.4.4 Biegeversuch der T-Stoßverbindung

##### Versuchsproben

Die Versuchsproben sind mit denen des Auszugversuches identisch und können somit im Kapitel 4.4.3 nachgeschlagen werden.

##### Versuchsaufbau und -durchführung

Beim Biegeversuch wird im Vergleich zum Auszugtest eine leicht abgewandelte Haltevorrichtung verwendet, die der Darstellung in Abbildung 4.11 entspricht. Diese hält die untere Sandwichplatte in Position, sodass die Probe infolge der aufgebrachten Last eine Biegebeanspruchung erfährt. Die Belastung wird, wie beim Auszugversuch, über dieselbe Lastvorrichtung erzeugt. Hier unterscheidet sich einzig die Richtung der Last, die senkrecht zur Platte orientiert ist. Daraus ergibt sich für das Biegemoment ein Hebelarm von 159 mm. Die Testreihe beläuft sich auf 14 Versuchsdurchführung.

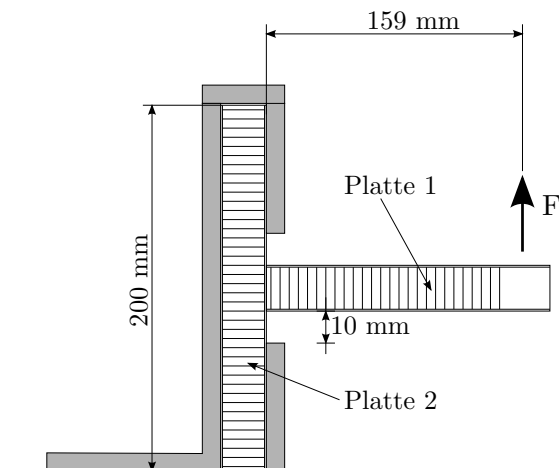


Abbildung 4.11: Schematischer Versuchsaufbau des Biegeversuches für die T-Stoßverbindung [36]

### Darstellung der Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse, die sich aus dem Biegeversuch ergeben haben, sind in der Tabelle 4.11 zusammengefasst. Die Versagenslast nimmt für die verwendeten Proben einen Mittelwert von 617 N an, wobei die Standardabweichung 82 N beträgt.

Tabelle 4.11: Resultierende Versagenslast  $F_R$  aus dem Biegeversuch der T-Stoßverbindungen

Größe	Versagenslast $F_R$ [N]
Mittelwert	617
Standardabweichung	82

# 5 Modellierung von Sandwichstrukturen

In diesem Kapitel werden die drei unterschiedlichen Modellierungsverfahren vorgestellt, die in dieser Arbeit zur Anwendung kommen und unter anderem auf den Ansätzen von Noor [40] basieren.

Da Sandwichverbunde mit einem Wabenkern relativ komplizierte Strukturen darstellen, können die numerischen Untersuchungen unter Umständen sehr aufwändig ausfallen, was den Modellierungs- bzw. Rechenaufwand angeht. Daher wird zunächst von einer vereinfachten Modellierungsmethode ausgegangen, auf der basierend der Detailgrad der Modellierung zunehmend gesteigert wird, um dahingehend eine Untersuchung von weiteren Effekten zu ermöglichen und damit die Ergebnisgüte zu verbessern.

## 5.1 Modellierung der Sandwichkomponenten

### 5.1.1 Deckschichten und Kern

In der Abbildung 5.1 sind die Modellierungsansätze dargestellt, die für die numerischen Untersuchungen der Sandwichstrukturen verwendet werden.

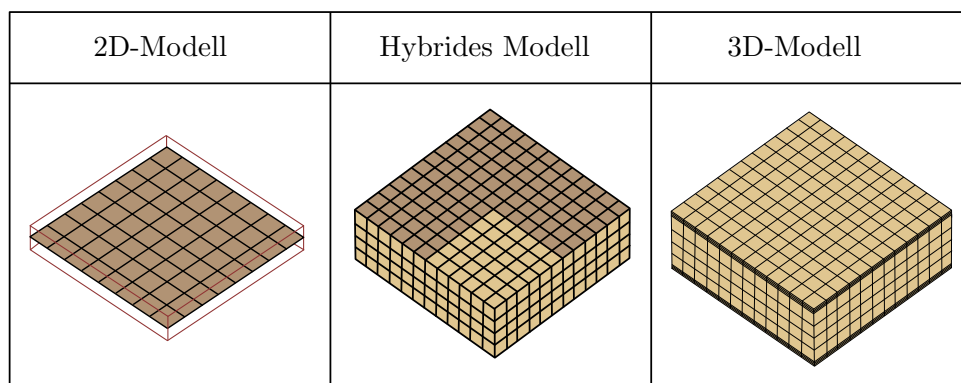


Abbildung 5.1: Verwendete Verfahren zur Modellierung von Sandwichstrukturen



## 2D-Modell

Zunächst werden die Sandwichstrukturen als 2D-Modell unter Verwendung der 2D-Schalenelemente erzeugt. Diese Modellierungsvariante ermöglicht die einfachste Umsetzung einer Sandwichstruktur in der FEM, bei der sich die Sandwichverbunde über eine diskrete Lagenanordnung definieren lassen.

Diese Modellierung hat im Wesentlichen den Vorteil, dass aufgrund des zweidimensionalen Modellaufbaus ein vergleichsweise geringer Berechnungs- sowie Modellierungsaufwand einhergeht, weswegen diese in frühen Entwicklungsstadien verwendet werden, z.B. zur Abschätzung der externen Schnittstellenkräfte im Kabineninterior. Jedem Schalenelement werden die Eigenschaften eines mehrschichtigen Verbundwerkstoffes zugewiesen, sodass das globale Verformungsverhalten einer Sandwichstruktur in der Regel gut abbildbar ist [41]. Allerdings besteht bei einem Schalenmodell die Einschränkung, dass die transversalen Versagensmechanismen nicht ausreichend wiedergegeben werden können [6], obwohl diese das Versagensverhalten eines Sandwichverbundes maßgeblich beeinflussen [1]. Den Schalenelementen wird nämlich unterstellt, dass diese dünn sind, sodass die Normalspannungen und Dehnungen in Dickenrichtung vernachlässigt werden [42]. Hinzu kommt, dass bei dieser Modellierung lokale Effekte, wie das Zellwandbeulen, nicht berücksichtigt werden können. Daher ist diese Methode für eine genauere Untersuchung hinsichtlich des Strukturversagens zumeist weniger geeignet und eignet sich daher vor allem für die Modellierung großflächiger Sandwichstrukturen, bei denen globale Effekte vordergründig betrachtet werden.

## Hybrides Modell

Daher wird mit dem hybriden Modell der Detailgrad der Modellierung verfeinert, um das Verhalten des Kerns genauer untersuchen zu können. Hierfür findet eine separate Modellierung des Kerns und der Deckschichten statt. Dabei wird der Kern mittels der 3D-Volumenelemente erstellt, wohingegen die Deckschichten jeweils aus Schalenelementen erzeugt werden. Infolgedessen sind wesentlich mehr Versagensmechanismen abbildbar, wie etwa das globale Schubknitern, Kernschubversagen, das Deckschichtenbeulen und die Deckschichtenablösung, sodass die meisten transversalen Versagensmechanismen trotz der vereinfachten Modellierung des Sandwichkerns untersucht werden können [21]. Deshalb kommt diese Herangehensweise trotz des wesentlich höheren Aufwandes im Vergleich zum Schalenmodell bei der Berechnung von Gesamtstrukturen zur Anwendung [43]. Allerdings setzen diese Versagensmechanismen nichtlineare Berechnungen mit Berücksichtigung von Versagensparametern voraus, die zur Beschreibung des Versagensfortschritts und des Steifigkeitsabfalls der Struktur benötigt werden [44]. Dazu werden aufwändig zu bestimmende

Versuchsdaten benötigt, die das Versagensverhalten beschreiben, jedoch an dieser Stelle nicht zur Verfügung stehen. Aus dem Grund wird auf eine vereinfachte Modellierung mit einem unlösbar Klebekontakt zurückgegriffen, worauf im folgenden Kapitel genauer eingegangen wird. Weiterhin bleibt die Einschränkung bei dem hybriden Modell bestehen, dass die lokalen Versagensmechanismen, welche die Zellwände betreffen, nicht erfasst werden können.

### 3D-Modell

Prinzipiell bieten sich zwei weitere Möglichkeiten an, den Detailgrad der Modellierung nochmals zu erhöhen. Zum einen kann der gesamte Sandwichverbund vollständig ausmodelliert werden, indem die Zellgeometrie der Wabenstruktur durch Schalen- oder Volumenelemente abgebildet wird. Die Modellierung derart detaillierter Modelle erfolgt auf der sogenannten Meso- bzw. Mikroebene und wird vorzugsweise für Sandwichstrukturen, bestehend aus einem Wabenkern, verwendet. Alternativ kann ein Modellierungsansatz gewählt werden, der sich auf die Ausmodellierung der Deckschichten beschränkt. Dabei werden die Deckschichten, statt vereinfacht durch Schalenelemente, nun ebenfalls als dreidimensionale Volumenkörper erzeugt, sodass die Sandwichstruktur durch ein reines Volumenmodell beschrieben wird. Zwar ist der erstgenannte Modellierungsmethode als sinnvoller zu erachten, da die detailgetreue Modellierung des Kerns die Abbildung der Verformungen von einzelnen Zellwänden ermöglicht [6], die zuvor nicht darstellbar waren. Aus diesem Grund können bestimmte Versagensmechanismen erst mit diesem Ansatz untersucht werden. Um noch zusätzlich Unregelmäßigkeiten in der Geometrie und in den Materialeigenschaften zu berücksichtigen, muss der Aufbau eines entsprechend realitätsnahen Modells auf der Mikroebene erfolgen. Jedoch führt der ausgeprägte Detaillierungsgrad der Meso- bzw. Mikroebene und das damit verbundene nichtlineare Strukturverhalten zu einem hohen numerischen Aufwand und setzt nicht zuletzt einen beträchtlichen Modellierungsaufwand voraus, sodass sich diese Varianten zur Untersuchung von größerer Strukturen im Flugzeugbau als nicht praktikabel und daher ungeeignet erweisen. Des Weiteren stehen dieser Arbeit keine geeigneten Materialparameter für den ausmodellierten Sandwichkern zur Verfügung, sodass an der Stelle von dem detailgetreuen Modellierungsansatz abgesehen wird und stattdessen auf das homogenisierte 3D-Volumenmodell mit der vereinfachten Kerengeometrie ausgewichen wird.

#### 5.1.2 Klebeverbindung

Die Modellierung der Klebeschicht kann auf unterschiedliche Weisen erfolgen. Zum einen besteht die Möglichkeit darin, von einer festen Verbindung zwischen den einzelnen Komponenten auszugehen. Hierfür werden zwei Kontaktflächen definiert, die unlösbar über

kinematische Beziehung miteinander verbunden sind, sodass Versagensmechanismen nicht berücksichtigt werden [45]. Dabei spricht von einer sogenannten Tie-Verbindung. Diese Methode eignet sich insbesondere für dünne Klebeverbindungen, bei denen ein Versagen ausgeschlossen werden kann. Außerdem verursacht die Tie-Verbindung nur einen geringen numerischen Aufwand und kann für lineare Analysen genutzt werden.

Zum andere kann die Klebeverbindung mittels eines Kohäsivkontaktes realisiert werden. Sofern die Klebeschichten eine geringe Dicke aufweisen, kann diese für gewöhnlich vernachlässigt werden. Dabei reicht es aus, die Kontaktflächen über die Surface-to-Surface Bedingung zu definieren. Für den Fall, dass eine der Komponenten keine geeignete Kontaktfläche an der Verbindungsstelle besitzt, ist die Node-to-Surface Kontaktbedingung zu verwenden. Dies trifft beispielsweise auf eine T-Stoß-Verbindung zu, falls die Komponenten durch zweidimensionale Modelle beschrieben werden [46]. Diese Methode ermöglicht durchaus ein Klebeversagen des Sandwichverbindung unter gewissen Voraussetzungen abzubilden. Dafür müssen die kritischen Werte bekannt sein, bei denen ein Schadensbeginn erwartet wird. Des Weiteren muss ein Zusammenhang zwischen den Spannungen und der daraus resultierenden Rissöffnung [44] bzw. der Bruchenergie definiert werden [46]. Allerdings werden hierfür Versuchsdaten benötigt, die erst bestimmt werden müssen, was unter Umständen einen hohen Aufwand erfordert. Des Weiteren setzt diese Kontaktdefinition eine nichtlineare Analyse voraus, die sehr rechenintensiv werden kann.

Bei den Wabenkernstrukturen ist überdies eine vollständige Ausmodellierung der Geometrie der Klebeverbindung denkbar. Diese ist einzig bei einem Modell auf Meso- bzw. Mikroebene möglich. Dabei werden die Harzansammlungen an den Verbindungsstellen im Detail modelliert und über einen festen oder kohäsiven Kontakt mit dem Kern und den Deckschichten verbunden. Diese Variante bildet die reale Verbindung am exaktesten ab. Jedoch geht mit dieser Methode ein sehr hoher Modellierungs- und Berechnungsaufwand einher und ist dementsprechend für komplexe Modelle eher ungeeignet.

# 6 Validierung des Materialmodells

Dieses Kapitel befasst sich mit der numerischen Untersuchung des Materialmodells. Als Referenz dienen die realen Vier-Punkt-Biege- und der Schubrahmenversuche aus Kapitel 4, die sich wegen ihres vergleichsweise unkomplizierten Belastungszustandes zu diesem Zweck hervorragend eignen. Dabei wird anhand einer Gegenüberstellung der realen und virtuellen Ergebnisse erörtert, inwiefern das verwendete Materialmodell dazu befähigt, die realen Versagensspannungen in den Sandwichstrukturen mit der FEM abzubilden. Die Validierung der numerischen Ergebnisse schafft somit die Basis für alle weiteren Berechnungen mit wesentlich komplexeren Belastungszuständen, die bei den Sandwichverbindungen auftreten. Um die numerischen Ergebnisse mit den experimentellen Resultaten vergleichen zu können, sind diese mit demselben Normierungsfaktor versehen.

## 6.1 Software

Die numerischen Versuche werden mit der kommerziellen Software Hyperworks 13.0 durchgeführt. Dabei findet die Modellaufbereitung in Hypermesh statt, wobei die Zuweisung der Material- und Elementeneigenschaften, sowie die Aufbringung der Lasten und Randbedingungen in Abhängigkeit des Gleichungslösers Optistruct erfolgen. Die Visualisierung der Ergebnisse aus der FE-Analyse findet abschließend in Hyperview statt.

## 6.2 Einheiten

Um die Konsistenz der Einheiten zu wahren, wurden diese gemäß Tabelle 6.1 definiert. Aus diesen lassen sich die Einheiten aller weiteren Größen bestimmen, wie beispielsweise die Kraft (N) und die Spannung (MPa).

Tabelle 6.1: Einheiten

Größe	Strecke	Zeit	Masse
Einheit	Millimeter	Sekunde	Tonne

### 6.3 Analyseart

Die experimentellen Versuche unterlagen einer quasi-statischen Belastung, sodass als Analyseart die lineare statische Analyse für die numerischen Simulationen ausgewählt wird. In diesem Fall erfolgt diese linear, da weder Kontakte in Form von sich ändernden Randbedingungen oder geometrische Nichtlinearitäten auftreten, noch ein nichtlineares Materialverhalten untersucht wird.

### 6.4 Definition der Materialparameter

Die verwendeten Materialdaten basieren zum Teil auf den analytisch ermittelten Werten aus der experimentellen Studie [36], die in Kapitel 4 eingehend beschrieben wurden. Bei einigen Werkstoffparametern müssen hingegen Annahmen getroffen werden, über die keine Informationen aus den zu Grunde liegenden Daten hervorgehen.

#### 6.4.1 Deckschichten

Die Zuweisung der Materialkennwerte erfolgt in Hypermesh über sogenannte Materialkarten. Dazu steht dem Anwender eine Vielzahl dieser Karten zur Auswahl, um das entsprechende Materialverhalten zu beschreiben. Für die Gewebedeckschichten eignet sich insbesondere die Materialkarte mit der Abkürzung MAT 8, die ein orthotropes Materialverhalten bei den zweidimensionalen Elementen beschreibt. In der Tabelle 6.2 sind die dafür verwendeten Materialkennwerte zusammengefasst.

Tabelle 6.2: Materialparameter der Deckschichten für 2D-Schalenelemente

	E1	E2	NU12	G12	G1Z	G2Z
MAT8	15020	15020	0,01	4522	4522	4522

Der E-Modul der Deckschichten in  $0^\circ$ -Richtung entspricht den experimentellen Ergebnissen zufolge 15020 MPa. Dabei wird vereinfacht von identischen Zug- und Drucksteifigkeit ausgegangen, wenngleich sich diese beim Glasfasergewebe ein wenig unterscheiden [47]. Zudem weichen die Elastizitätsmoduln in Kett- und Schussrichtung aufgrund der Faserrundulation der Gewebe voneinander ab. Jedoch fällt dieser Unterschied derart gering aus [4], sodass der E-Modul E2 senkrecht zur  $0^\circ$ -Richtung mit E1 gleichgesetzt wird. Die Gewebeschicht besitzt äußerst geringe Querkontraktionen [4, 47], sodass diesbezüglich ein Wert von 0,01 gewählt wird. Für den Schubmodul G12 wurde ein Wert von 4522 MPa

analytisch aus dem Schubrahmenversuch bestimmt. Bei den Schubmoduln G23, G13 wird derselbe Wert angenommen.

Für dreidimensionale Elemente sind eigens dafür vorgesehene Materialkarten definiert. Zur Beschreibung des orthotropen Materialverhaltens fällt die Wahl auf die MAT9ORT-Karte. Hierbei sind die Materialeigenschaften jeweils um eine Dimension in Dickenrichtung erweitert. Die entsprechenden Kennwerte können der Tabelle 6.3 entnommen werden. Da kein experimenteller Versuch zur Bestimmung des E-Moduls E3 durchgeführt wurde, muss folglich eine Annahme für den Parameter getroffen werden. Diesem wird vereinfacht der gleiche Wert zugewiesen, der für den E-Modul E1 und E2 verwendet wird. Tatsächlich müsste dieser jedoch wesentlich geringer ausfallen, da keine Fasern senkrecht zur Plattenebene orientiert sind. Allerdings ist von einem unerheblichen Einfluss auf das mechanische Verhalten des Sandwichverbundes auszugehen, sodass diese Annahme in Hinblick auf die Ergebnisgüte akzeptabel ist.

Dies ist im Wesentlichen mit der sehr geringen Dicke der Deckschichten zu begründen, dessen mechanisches Verhalten durch die Schalentheorie ausgedrückt werden kann, wonach nur die Membran- und Plattensteifigkeiten des ebenen Spannungszustandes entscheidend sind [48]. Demzufolge kann die Steifigkeit in Dickenrichtung näherungsweise vernachlässigt werden. Des Weiteren können sowohl konzentrierte Einzellasten als auch große, entgegengerichtete Belastungen auf der Deckschichtober- bzw. Deckschichtunterseite ausgeschlossen werden. Die Biege- und Auszugversuche bewirken vor allem eine Zug- und Druckbeanspruchung in der Plattenebene der Deckschichten.

Tabelle 6.3: Materialparameter der Deckschichten für 3D-Volumenelemente

	E1	E2	E3	NU12	NU13	NU23	G12	G13	G23
MAT9ORT	15020	15020	15020	0,01	0,01	0,01	4522	4522	4522

#### 6.4.2 Kernwerkstoff

Da der Sandwichkern ebenfalls ein orthotropes Werkstoffverhalten aufweist, kann an der Stelle wieder auf die MAT 8-Karte bei den Schalenelementen zurückgegriffen werden. Die Zuweisung der Materialparameter erfolgt mit den Werten aus der Tabelle 6.4. Dabei wird der E-Modul E3 in Dickenrichtung in Anlehnung am Datenblatt gemäß [49] definiert und auf 115,9 MPa geschätzt. Da die Steifigkeiten in L- und W-Richtung demgegenüber deutlich geringer ausfallen, wird für die jeweiligen E-Module ein deutlich geringerer Wert von 11,6 MPa angenommen. Die Querkontraktionen  $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$  sind allesamt äußerst gering, sodass dies wieder

Tabelle 6.4: Materialparameter des Sandwichkerns für 2D-Schalenelemente

	E1	E2	NU12	G12	G1Z	G2Z
MAT8	11,6	11,6	0,01	2,9	17,4	29

Für den Honigwabekern aus Volumenelementen kann wieder die MAT9ORT-Karte mit den zuvor beschriebenen Werten aus der Tabelle 6.3 verwendet werden (Siehe Tabelle 6.5).

Tabelle 6.5: Materialparameter des Sandwichkerns für 3D-Volumenelemente

	E1	E2	E3	NU12	NU13	NU23	G12	G13	G23
MAT9ORT	11,6	11,6	115,9	0,01	0,01	0,01	2,9	17,4	29

Die Zuweisung der Materialeigenschaften des GFK-Kerns erfolgt mit den Werten aus Tabelle 6.6. Für eine homogenere Lasteinleitung sollen sich die Materialkennwerte des GFK-Kerns in der Größenordnung des Deckschichtenwerkstoffes (Siehe Tabelle 6.2) bewegen. Daher werden die Elastizitäts- und Schubmodule der Einfachheit um etwa die Hälfte reduziert.

Tabelle 6.6: Materialparameter des GFK-Kerns für 2D-Schalenelemente

	E1	E2	NU12	G12	G1Z	G2Z
MAT8	7242	7242	0,01	2259	2259	2259

In der folgenden Tabelle sind die Materialkennwerte für die Volumenelemente beschrieben (Siehe Tabelle 6.7).

Tabelle 6.7: Materialparameter des GFK-Kerns für 3D-Volumenelemente

	E1	E2	E3	NU12	NU13	NU23	G12	G13	G23
MAT9ORT	7242	7242	7242	0,01	0,01	0,01	2259	2259	2259

## 6.5 Definition der Elementeigenschaften

Die Definition der Elementeigenschaften erfolgt über die Eigenschaftskarten. Diese gilt es je nach Elementtyp zu wählen, um die mechanischen Eigenschaften des Elementes eindeutig zu bestimmen.

### 6.5.1 2D-Modell

Bevor die eigentliche Bestimmung der Elementeigenschaften stattfindet, müssen vorab die Schalennormalen und Materialorientierungen überprüft werden. Da die Normalen den Bezug zur Ausrichtung des Schichtaufbaus eines Verbundes herstellen, sollten alle Normalen in die gleiche Richtung zeigen. Insofern werden die abweichenden Normalen angepasst. Die Materialorientierungen liefern für jedes Element die Referenz für die richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften der Gewebeschichten und des Wabenkerns, sodass diese mit den Elementeigenschaften abgestimmt sein müssen. Dabei entspricht die Materialorientierung per Definition der  $0^\circ$ -Richtung. Aus diesem Grund wird die Orientierung der Elemente parallel zur  $0^\circ$ - bzw. W-Richtung des Sandwichverbundes ausgerichtet, die für den jeweiligen Lastfall dem Kapitel 4 entnommen werden kann.

Die Eigenschaften der Schalenelemente werden mittels der PCOMP-Karte definiert. Diese erlauben die Eigenschaften eines mehrschichtigen Verbundwerkstoffes zu beschreiben. Darin werden die individuellen Schichteninformationen festgelegt, wodurch die effektiven Eigenschaften des Schalenelementes automatisch vom Programm berechnet werden.

Zunächst werden die Elemente ausgewählt, denen die Elementeigenschaften zugewiesen werden sollen. Daraufhin wird die Anzahl der Schichten bestimmt, aus denen sich die Struktur zusammensetzt. Hiernach wird auf die entsprechenden Materialkarten verwiesen, die bereits im vorherigen Abschnitt definiert wurden (Siehe Kapitel 6.4), sodass das jeweilige Materialverhalten in der dafür vorgesehenen Schicht erfasst wird. Anschließend wird jeder Lage die entsprechende Schichtdicke zugewiesen, die den geometrischen Daten der Versuchsproben aus Kapitel 4 entnommen werden können. Die Materialeigenschaften sind derart definiert, dass sich die Orientierungen der Eigenschaften auf die  $0^\circ$ - bzw. W-Richtung beziehen.

In den folgenden Tabellen sind die wesentlichen Informationen der verwendeten Schichtanordnungen dargestellt, mit der die Sandwichverbunde abgebildet werden. Für den Sandwichverbund selbst werden insgesamt drei Lagen definiert, die den beiden Deckschichten und dem dazwischenliegenden Kern entsprechen (Siehe Tabelle 6.8).

Tabelle 6.8: Lagenanordnung des Sandwichverbundes

ID	Material	Dicke	Orientierung
1	Deckschichtwerkstoff	0,33	0
2	Wabenkernwerkstoff	24,34	0
3	Deckschichtwerkstoff	0,33	0



Sofern ein GFK-Kern zur homogenen Kraftübertragung in der Struktur verarbeitet ist, werden den Elementen an der entsprechenden Stelle die folgenden Elementeigenschaften zugewiesen (Siehe Tabelle 6.9). Hierfür sind einzig die Materialeigenschaften des Wabenkernwerkstoffs durch die des Glasfaserkerns zu ersetzen.

Tabelle 6.9: Lagenanordnung der Lasteinleitung

ID	Material	Dicke	Orientierung
1	Deckschichtwerkstoff	0,33	0
2	GFK-Kernwerkstoff	24,34	0
3	Deckschichtwerkstoff	0,33	0

Die Verzapfungen werden über Zapfen und den dazu passenden Zapfenlöchern realisiert. Für die Ausbildung der Zapfenausschnitte werden der Kern und eine Deckschicht an der entsprechenden Stelle weggefräst, sodass lediglich eine Deckschicht verbleibt. Die Elemente, welche diesen Bereich der Deckschicht darstellen, erhalten die Elementeigenschaften gemäß Tabelle 6.10. Diese Zuweisung erfolgt ebenfalls mit der PCOMP-Karte, wobei hier nur eine Schicht definiert wird, die den Werkstoff der Deckschichten beschreibt.

Tabelle 6.10: Lagenanordnung der Zapfenausschnitte

ID	Material	Dicke	Orientierung
1	Deckschichtwerkstoff	0,33	0

In den folgenden Abbildungen wird beispielhaft die Elementauswahl für die Zuweisung der Elementeigenschaften anhand der Gegenüberstellung einer 2D- und 3D-Darstellung der Schalenelemente aufgezeigt (Siehe Abbildung 6.1).

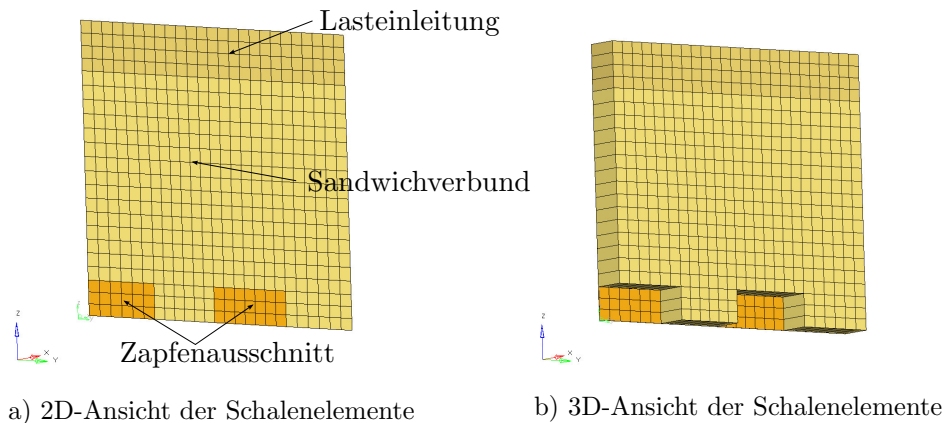


Abbildung 6.1: Zuweisung der Elementeigenschaften

### 6.5.2 Hybrides Modell

Bei der Definition der Elementeigenschaften von den Deckschichten gilt es gleichermaßen die Orientierung der Normalen und des Materials der Schalenelemente zu beachten. Die Schalenelemente werden wiederum mit dem Eigenschaftstyp PCOMP versehen, wobei an der Stelle durchgehend nur eine Lage für jede Deckschicht definiert werden muss. Zur Vervollständigung der Elementeigenschaften Bedarf es noch der Zuweisung einer bereits erzeugten Materialkarte, bei der es sich um die MAT8-Materialkarte gemäß Tabelle 6.2 handelt.

Die Volumenelemente des Wabenkerns erhalten ihre Elementeigenschaften über die PSOLID-Karte. Dazu genügt einzig der Verweis auf die Materialeigenschaft MAT9ORT aus Tabelle 6.5. Die Zuweisung der Elementeigenschaften des GFK-Kerns erfolgt analog zum Wabenkern, wobei der Bezug zum Material gemäß Tabelle 6.7 hergestellt wird.

### 6.5.3 3D-Modell

Beim reinen Volumenmodell bestehen die Deckschichten nun ebenfalls aus Kontinuumelementen, sodass auch hier nun der Eigenschaftstyp PSOLID zur Anwendung kommt, wobei auf das MAT9ORT-Material aus Tabelle 6.3 verwiesen wird. Die Erstellung der Elementeigenschaften des Waben- und GFK-Kerns sind bereits im vorigen Abschnitt besprochen worden.

## 6.6 Vier-Punkt-Biegeversuch

### 6.6.1 Modellaufbau

#### Geometrieerstellung und Modellvernetzung

Die Probengeometrien werden in Hypermesh mit den zugrundeliegenden Abmessungen des realen Versuches gemäß der Tabelle 4.1 und 4.2 erzeugt. Die Vernetzung der Schalengeometrie erfolgt mit den vollintegrierten, linearen QUAD4-Elementen (Siehe Abbildung 6.2), da diese ein besseres Verformungsverhalten als die TRIA-Elemente liefern und zugleich nicht so rechenintensiv wie die QUAD8- bzw. QUAD9-Elemente sind. Die erzeugten Schalenelemente beschreiben bei dem Schalenmodell die Mittelebene des Sandwichverbundes.

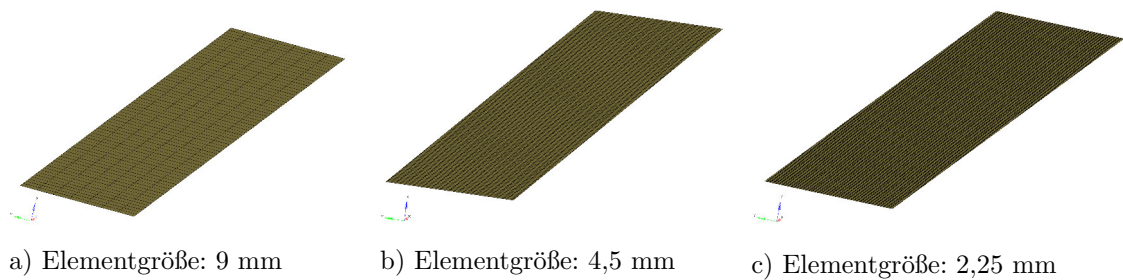


Abbildung 6.2: Vernetzung der 2D-Modelle des Vier-Punkt-Biegeversuches

Bei der zweiten Modellierungsvariante besteht die Geometrie der beiden Deckschichten aus Flächen und ist ebenfalls mit den QUAD4-Elementen vernetzt. Die Geometrie des dazwischenliegenden Kerns wird durch einen dreidimensionalen Körper definiert, der mit HEXA8-Elementen vernetzt ist (Siehe Abbildung 6.3), da diese im Vergleich zu den restlichen Elementtypen das beste Verhältnis vom Nutzen zum Aufwand liefern [32].

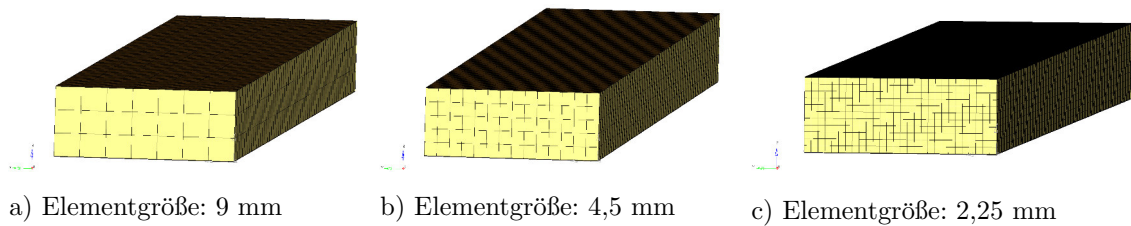


Abbildung 6.3: Vernetzung der Hybridmodelle des Vier-Punkt-Biegeversuches

Da die Schalenelemente die Mittelfläche der jeweiligen Deckschicht beschreiben, ergibt sich ein gewisser Abstand zum Kern, der folglich der Hälfte der Deckschichtdicke entspricht (Siehe Abbildung 6.4). Dieser Abstand wird über die Elementeigenschaften ausgeglichen, sodass die einzelnen Komponenten im direkten Kontakt zueinander stehen (Siehe Abbildung 6.4).

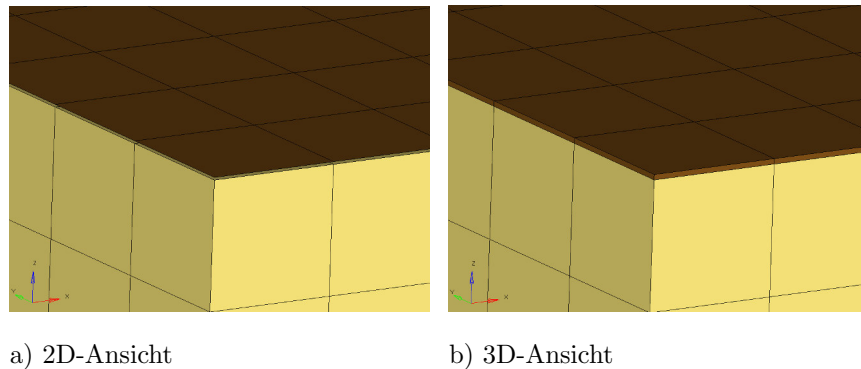


Abbildung 6.4: 2D- und 3D-Ansicht der Schalenelemente

Beim vollständigen Volumenmodell werden die Deckschichtgeometrien ebenfalls mittels der HEXA8-Elemente erzeugt. Bei der Vernetzung ist darauf zu achten, dass genügend Elementen über die Dicke der Deckschichten verwendet werden, um das mechanische Verhalten der dünnwandigen Struktur in angemessener Form wiederzugeben. Als Empfehlung wird eine Verwendung von mindestens zwei Elementen über der Bauteildicke vorgeschlagen [32], sodass eine Vernetzung mit insgesamt drei Elementen durchgeführt wird. Bei der Netzverfeinerung werden die drei Elemente in der Dickenrichtung beibehalten (Siehe Abbildung 6.5), da sich eine weitere Erhöhung der Elementanzahl ungünstig auf das Kantenverhältnis der Elemente und damit auf die Ergebnisse auswirken würde.

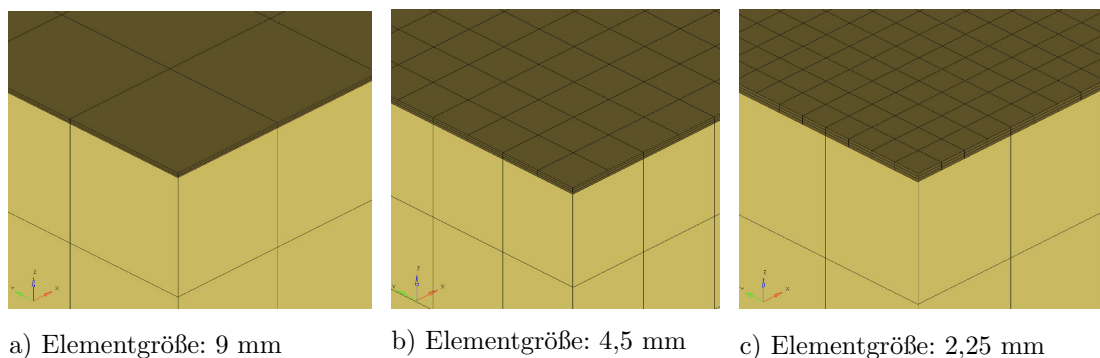


Abbildung 6.5: Spannungsverlauf bei den 3D-Modellen

In der Analyse kommen insgesamt drei unterschiedliche Diskretisierungsgrade für jeden Modellierungsansatz zur Anwendung. Die sich daraus ergebende Anzahl an Freiheitsgraden ist in Tabelle 6.11 zusammengefasst.

Tabelle 6.11: Anzahl der Freiheitsgrade beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Elementgröße	2D-Modell	Hybridmodell	3D-Modell
9 mm	3296	13232	16544
4,5 mm	12120	60720	270422
2,25 mm	46574	372998	954606

### Definition der Randbedingungen

Da die Sandwichprobe beim Vier-Punkt-Biegeversuch lediglich auf den Lagerungsstützen aufliegt, genügt es vereinfachend die Bewegung der Knoten an den entsprechenden Berührungsstellen durch die Sperrung der translatorischen Freiheitsgrade in vertikaler Richtung ( $U_3=0$ ) zu unterdrücken (Siehe Abbildung 6.6).

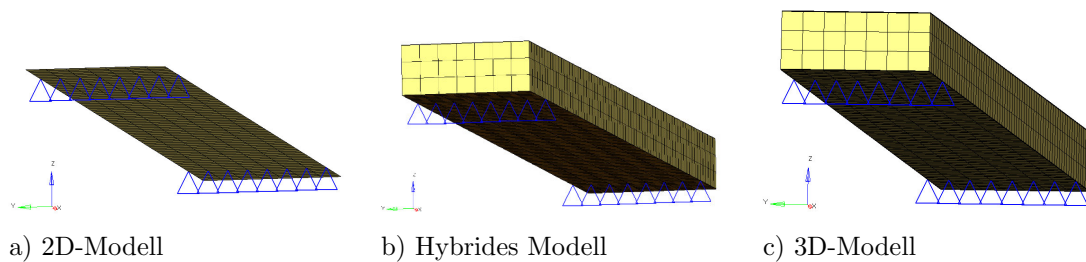


Abbildung 6.6: Randbedingungen des Vier-Punkt-Biegeversuches

### Definition der Lasten

Die Lasteinleitung findet durch zwei zylinderförmige Rollen statt, die näherungsweise je eine Linienlast auf den Sandwichverbund entlang seiner Breite bewirken. Diese Linienlasten werden über verteilte Einzellasten an den entsprechenden Knoten realisiert (Siehe Abbildung 6.7).

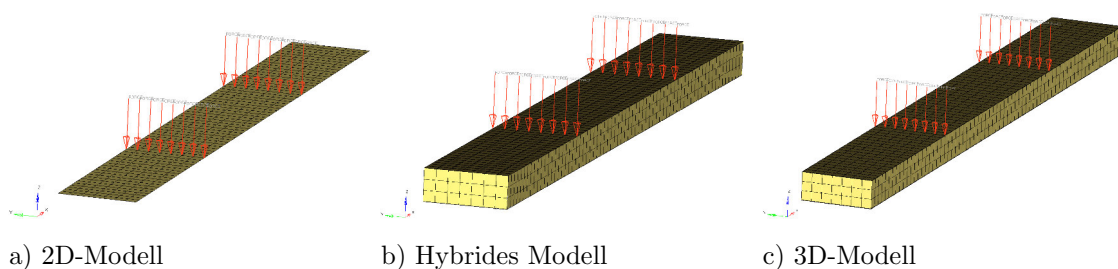


Abbildung 6.7: Kraftbelastung beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Es werden zwei unterschiedliche Belastungszustände betrachtet, die sich im Betrag der aufgebrachten Einzellasten unterscheiden. Zum einen werden die Verformungen im elastischen Bereich infolge der Gesamtlast  $F$  untersucht. Je nach Diskretisierungsgrad müssen die entsprechenden Einzellasten  $F_i$  an die Knotenanzahl angepasst werden. Die daraus resultierenden Einzellasten sind in der Tabelle 6.12 zusammengefasst. Anschließend werden die Spannungen analysiert, die sich bei der Versagenslast  $F_R$  einstellen. Die dafür aufzubringenden Lasten  $F_{R,i}$  sind ebenfalls in der Tabelle 6.12 in Abhängigkeit der Diskretisierung aufgeführt.

Tabelle 6.12: Höhe der Einzellasten je Diskretisierungsgrad

Elementgröße [mm]	$F_i$ [N]	$F_{R,i}$ [N]
9	-17,67	-62,50
4,5	-9,42	-33,33
2,25	-4,87	-17,24

### Definition von Kopplungen

Die Verbindung von den Deckschichten und dem Kern wird beim 2D-Modell automatisch über die Definition der diskreten Lagenanordnung hergestellt. Bei der separaten Modellierung der Deckschichten und des Kerns muss die Klebeverbindung hingegen manuell erstellt werden. Diese wird der Einfachheit halber über den Tie-Kontakt realisiert. Dafür werden zwei Kontakte definiert, bei denen sich die Kontaktflächen jeweils aus der Fläche einer Deckschicht und der dazu in Kontakt stehenden Fläche des Kerns zusammensetzen. In diesem Fall sind die Kontaktflächen der Deckschichten als Master definiert, sodass die Kontaktflächen des Kerns als Slave deklariert sind.

## 6.6.2 Ergebnisdarstellung und Auswertung

### 2D-Modell

Die folgende Tabelle 6.13 beinhaltet die Verschiebungen im elastischen Verformungsbereich infolge einer Belastung von  $0,2827 \cdot F_R$ . An dieser Stelle lässt sich angesichts der Ergebnisse feststellen, dass die Verformungen nahezu konstant bleiben und damit auskonvergiert sind. Damit liefert bereits ein das Modell mit einer Netzgröße von 9 mm hinreichend genaue Ergebnisse. Dabei ergibt sich eine vertikale Verschiebung  $U_3$  senkrecht zur Sandwichebene von etwa -2,61 mm an den Randknoten. Diese liegt damit zwar etwas über dem realen Wert, der einen Mittelwert von -2,25 mm betrug. Die Abweichung ist damit zu begründen,

dass die Proben in den realen Versuchen an den Lagerungs- und Lasteinleitungsstellen lokal versteift waren, sodass geringere Verformungen resultieren.

Tabelle 6.13: Verschiebung  $U_3$  infolge  $0,2827 \cdot F_R$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Elementgröße [mm]	$U_3$ [mm]
9	-2,61
4,5	-2,61
2,25	-2,61

In den Abbildungen 6.8 sind die Spannungsverläufe infolge der Versagenslast  $F_R$  in den oberen Deckschichten dargestellt. Dabei gleicht der Spannungsverlauf dem realen Momentenverlauf. Die Spannungen bleiben entlang der Breite konstant. Von den Lagerungsstellen bis zum Rand werden praktisch keine Spannungen erzeugt. Daraufhin nehmen diese von den Lagerungen bis zu den Lasteinleitungsstellen stetig zu, bis letztlich die maximale Druckspannung erreicht ist. Fortan herrschen nahezu konstante Spannungen zwischen den Krafteinleitungsstellen. Der Vergleich der Ergebnisse aus den drei Modellen zeigt, dass eine feinere Diskretisierung keinen Einfluss auf die Resultate nimmt.

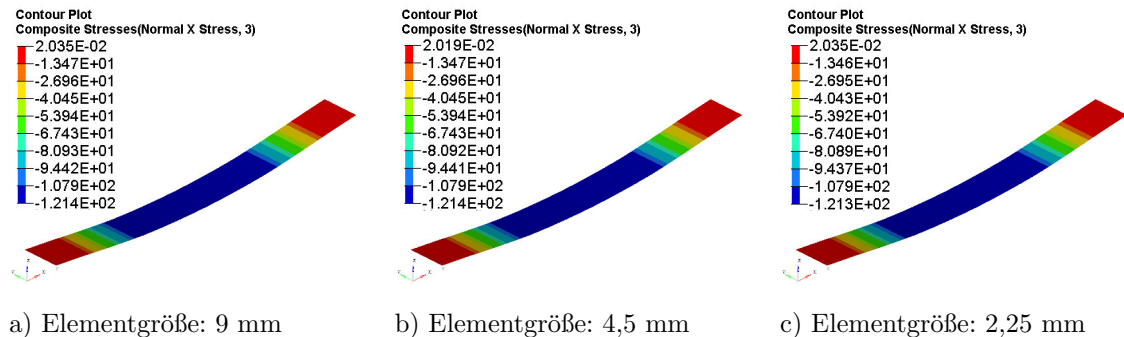


Abbildung 6.8: Normalspannung  $\sigma_1$  bei den 2D-Modellen des Vier-Punkt-Biegeversuches

In der Tabelle 6.14 sind die maximalen Druckspannungen in der oberen Deckschicht in Abhängigkeit der Elementgröße zusammengefasst. Daraus geht hervor, dass bereits das Modell mit einer Elementgröße von 9 mm auskonvergierte Ergebnisse liefert. Die maximale Druckspannung beträgt -121,4 MPa und stimmt somit in guter Näherung mit der realen Versagensspannung überein, die 123,49 MPa beträgt. Der geringe Unterschied ist unter Umständen damit zu erklären, dass die Ausgabe der Schichtspannungen bei der verwendeten Programmversion lediglich auf die jeweilige Schichtmittelebene beschränkt ist [51], sodass an der Oberseite der Deckschicht ein wenig höhere Spannungen erwartet werden können und sich damit den realen Werten annähern.

Tabelle 6.14: maximale Druckspannungen  $\sigma_{min}$  infolge  $F_R$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Elementgröße [mm]	$\sigma_{min}$ [MPa]
9	-121,4
4,5	-121,4
2,25	-121,3

Damit zeigen die ermittelten Ergebnisse aus der Analyse deutlich auf, dass sich das verwendete Materialmodell mit der Schalenmodellierung dazu eignet, das Versagen hinsichtlich der Versagensspannung mit hinreichender Genauigkeit abzubilden.

### Hybridmodell

Im nächsten Schritt werden die detaillierteren Modellierungsansätze untersucht, um zu prüfen, ob diese die Resultate des 2D-Modells bestätigen oder gegebenenfalls Unterschiede in den Ergebnissen aufweisen.

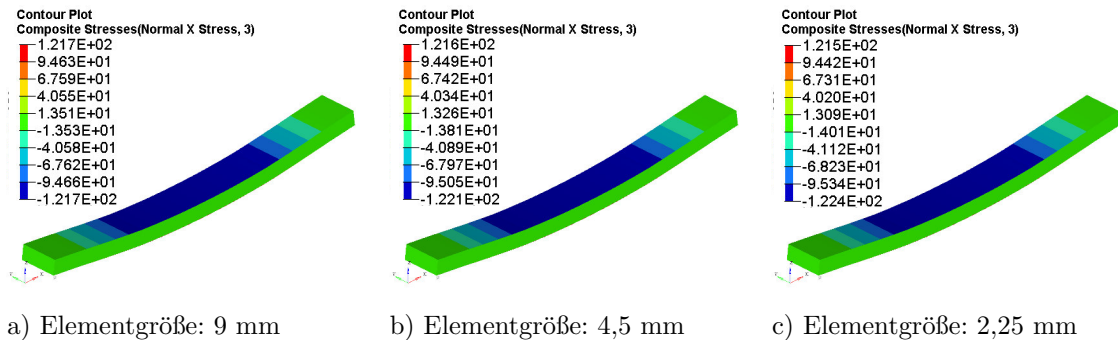
Die Tabelle 6.15 zeigt die Ergebnisse des Hybridmodells, die sich infolge einer Kraftbelastung von  $0,2827 \cdot F_R$  einstellen. Aus der Netzkonvergenzstudie folgt, dass die Verschiebungen in z-Richtung konstant bleiben. Dabei resultiert eine Verschiebung  $U_3 = -2,65$  mm. Damit sind diese höher als beim 2D-Modell, jedoch ist die Differenz noch vernachlässigbar.

Tabelle 6.15: Verschiebung  $U_3$  infolge  $0,2827 \cdot F_R$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Elementgröße [mm]	$U_3$ [mm]
9	-2,65
4,5	-2,65
2,25	-2,65

Der Spannungsverlauf für den jeweiligen Diskretisierungsgrad ist den Abbildungen 6.9 zu entnehmen. Hierbei ergibt sich der typische Spannungsverlauf eines Vier-Punkt-Biegeversuches, wobei die maximalen Druckspannungen mit dem Diskretisierungsgrad geringfügig zunehmen. Diese sind in Abhängigkeit von der Elementgröße in der Tabelle 6.16 gegenübergestellt.



Abbildung 6.9: Normalspannung  $\sigma_1$  beim Hybridmodell des Vier-Punkt-Biegeversuches

Die maximalen Druckspannungen nehmen nur unwesentlich zu, sodass man von weitestgehend auskonvergierten Lösungen sprechen kann. Da im Vergleich zum 2D-Modell leicht höhere Verformungen festgestellt wurden, ergeben sich folglich geringfügig höhere Spannungen in den Deckschichten, dessen Unterschied bei dem feinvernetzten Modell lediglich 1,1 MPa beträgt. Insofern nähern sich die maximalen Druckspannungen der numerischen Analyse den realen Versagensspannungen an.

Tabelle 6.16: Maximale Druckspannungen  $\sigma_{min}$  infolge  $F_R$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Elementgröße [mm]	$\sigma_{min}$ [MPa]
9	-121,7
4,5	-122,1
2,25	-122,4

Die zusätzliche Ausmodellierung des Kerns als Volumenblock hat nahezu keinen Einfluss auf die Ergebnisse, da die Beanspruchung im Wesentlichen von den Deckschichten in Plattenebene aufgenommen wird, sodass transversale Effekte eher vernachlässigbar sind.

### 3D-Modell

Die Tabelle 6.17 zeigt die vertikalen Verschiebungen infolge der Belastung im elastischen Bereich. Die Verschiebungen bleiben trotz der feineren Diskretisierung auch beim Volumenmodell konstant. Für eine Elementgröße von 9 mm ergibt sich eine Verformung -2,62 mm. Diese liegt damit zwischen den Verformungen der beiden anderen Modellierungsmethoden. Womöglich ergeben sich etwas geringere Verschiebungen als beim hybriden Modell aufgrund der schlechten Elementkantenverhältnisse der Deckschichten [52]. Weder der zunehmende Detailgrad der Modellierung, noch der Diskretisierungsgrad haben damit einen nennenswerten Einfluss auf das Verformungsverhalten.

Tabelle 6.17: Verschiebung  $U_3$  infolge  $0,2827 \cdot F_R$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

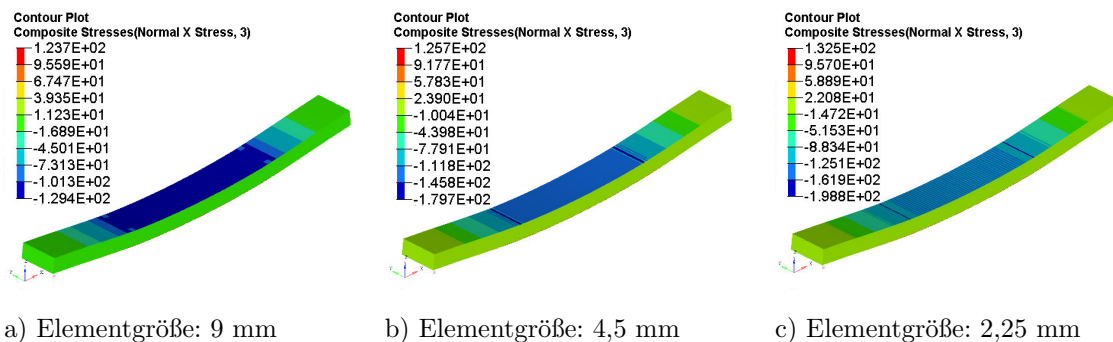
Elementgröße [mm]	$U_3$ [mm]
9	-2.62
4,5	-2.63
2,25	-2.63

Die Konvergenzstudie bezüglich der Druckspannung auf der Sandwichoberseite zeigt deutlich auf, dass trotz Netzverfeinerung keine Konvergenz erreicht wird (Siehe Tabelle 6.18). Dabei nehmen die Spannungen kontinuierlich zu, was ein Hinweis auf Singularitäten im Modell ist.

Tabelle 6.18: Maximale Druckspannungen  $\sigma_{min}$  infolge  $F_R$  beim Vier-Punkt-Biegeversuch

Elementgröße [mm]	$\sigma_{min}$ [MPa]
9	-129,4
4,5	-179,71
2,25	-198,8

Die Auswertung der Singularitäten ist an der Stelle nicht zwingend erforderlich. Zwar ist diese Beobachtung ein Hinweis auf Spannungsspitzen und daher immer stets zu beachten, allerdings haben die vorherigen Modelle und die Theorie gezeigt, dass das Maximum prinzipiell im gesamten Bereich zwischen den Krafteinleitungsstellen herrscht. Die Singularitäten treten hingegen, bedingt durch die Linienlasten, nur in den Lasteinleitungsstellen auf und führen folglich auch nur dort zu erhöhten Spannungen, was anhand der Spannungsverläufe in den Abbildungen 6.10 ersichtlich ist. Linienlasten auf einem Volumenkörper verhalten sich nämlich analog zu Einzelkräften bei einer Scheibe und haben folglich aus der Belastung heraus Singularitäten zur Folge [32].

Abbildung 6.10: Normalspannung  $\sigma_1$  bei den 3D-Modellen des Vier-Punkt-Biegeversuches

Die Spannungen bei den Modellen mit den Elementgrößen 9 mm und 4,5 mm weisen zwischen den Krafteinleitungen relativ konstante Spannungen auf. Beim grobvernetzten Modell mit 9 mm Kantenlänge betragen diese zwischen 120 und 125 MPa. Für das feinere Modell ergeben sich ca. 122,1 MPa. Die geringe Abweichung kann möglicherweise mit dem nicht optimalen Längenverhältnis der Elementkanten der Deckschichten zusammenhängen. Dennoch stimmen die Spannungen in guter Näherung mit den maximalen Druckspannungen der beiden anderen Modellierungsansätze und somit auch mit der realen Versagensspannung über.

Im Folgenden sollen die Ergebnisse des fein vernetzten FE-Modells mit der Elementgröße von 2,25 mm genauer betrachtet werden. Die Abbildung 6.11 zeigt den Spannungsverlauf, der sich aus der Analyse ergeben hat. Zunächst fällt auf, dass sich in der oberen Deckschicht lokale Spannungserhöhungen ergeben, die in einem regelmäßigen Muster senkrecht zur Längsachse verlaufen.

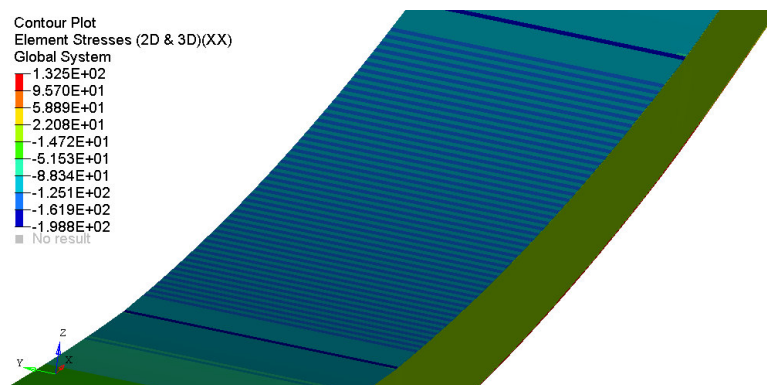


Abbildung 6.11: Lokale Spannungserhöhungen in der oberen Deckschicht

Die lokalen Spannungserhöhungen zwischen den Lasteinleitungsstellen sind aus Sicht der Strukturmechanik nicht zu erklären. Da dieses lokale Phänomen an den Stellen auftritt, bei denen je zwei Elemente des Kerns gleichzeitig auf ein Element der Deckschicht auftreffen (Siehe Abbildung 6.12), ist es durchaus vorstellbar, dass dieser Effekt numerisch bedingt ist. An diesem Beispiel wird die Netzsensitivität eines FE-Modells sichtbar, dass nämlich ein zu hoher Diskretisierungsgrad ebenfalls unrealistische Ergebnisse herbeiführen kann, weswegen stets ein Abgleich mit der Netzkonvergenzstudie erfolgen sollte.

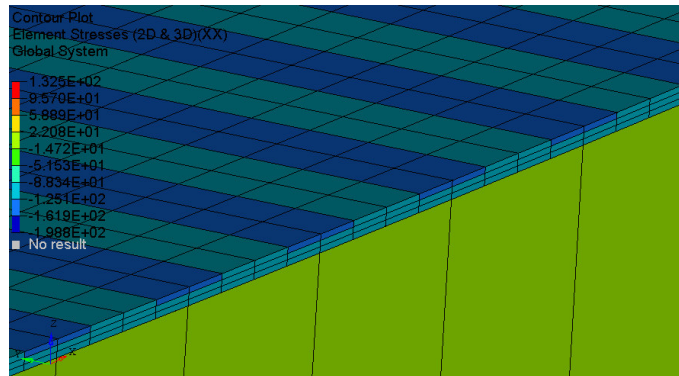


Abbildung 6.12: Nahansicht der lokalen Spannungsüberhöhungen in der Deckschicht

Obwohl die Spannungen im Bereich zwischen den Lasteinleitungen nahezu konstant sein müssten, schwanken diese relativ stark, vorwiegend zwischen  $-118,4$  und  $-126,0$  MPa. Das Modell für sich betrachtet, ist daher für eine genaue Bestimmung der maximalen Spannungen aufgrund der zu starken Spannungsschwankungen weniger geeignet.

Die Auswertung der Ergebnisse des Vier-Punkt-Biegeversuches ergibt, dass mit dem verwendeten Materialmodell eine angemessene Genauigkeit bei der Abbildung der realen Versagensspannungen erzielt wird. Prinzipiell konnte bei allen Modellierungsansätzen die maximale Druckspannung beobachtet werden, mit der ein Bruchversagen in der oberen Deckschicht bei den realen Versuchen einherging. Somit gilt die Validierung hinsichtlich der Versagensspannungen als erbracht, sodass im Folgenden mit dem verwendeten Materialmodell fortgefahren wird.

## 6.7 Schubrahmenversuch

Beim Schubrahmenversuch wird einzig das 2D-Schalenmodell untersucht, da sich infolge des Schubes nur ein ebener Belastungszustand einstellt, bei dem konstante Spannungen und Verformungen über die Dicke zu erwarten sind. Die anderen Modellierungsvarianten würden dahingehend keine weiteren Erkenntnisse durch eine detailliertere Ausmodellierung der Sandwichdicke liefern. Zudem hat die Auswertung des Vier-Punkt-Biegeversuches bereits gezeigt, dass einfache Belastungszustände mit allen Modellierungsprinzipien gut abgebildet werden können, sodass sich an der Stelle die Auswertung nur auf das 2D-Modell beschränkt.

### 6.7.1 Modellaufbau

#### Geometrieerstellung und Modellvernetzung

Der Versuchsaufbau des Schubrahmenversuches beinhaltet die Sandwichprobe, an dessen Randanschlüssen die Stahlschienen des Schubrahmens mittels Schraubverbindungen befestigt sind. Auf eine detaillierte Ausmodellierung der Rahmenvorrichtung wird jedoch verzichtet, da die Schubspannungen nur in der Platte untersucht werden. Es genügt die effektive Fläche des Sandwichverbundes zu betrachten, um die reine Schubbelastung abzubilden. Daher wird die Sandwichplatte durch eine quadratische Flächengeometrie mit einer Kantenlänge von jeweils 386 mm beschrieben, die der Einspannlänge des Verbundes entspricht. Der Stahlrahmen wird vereinfacht durch Balkenelemente erzeugt und dabei direkt mit den Schalenelementen verbunden, welche die Sandwichprobe abbilden. Die Verbindung findet an den Randknoten der Schalenelemente statt, welche die Außenkante der Sandwichstruktur darstellen und damit zugleich den Anfangs- und Endknoten eines Balkenelementes beschreiben (Siehe Abbildung 6.13).

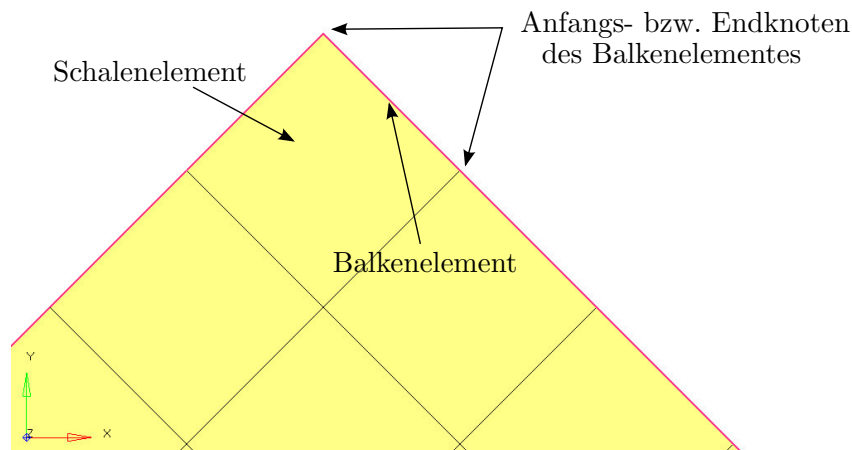


Abbildung 6.13: Modellierung der Schubrahmenschienen

Jedoch muss dabei darauf geachtet werden, dass die Eckknoten der Sandwichplatte frei gelagert bleiben, sodass weitestgehend eine reine Schubbelastung übertragen wird. Daher dürfen die Knoten der Balken- und der Schalenelemente in diesem Bereich nicht über denselben Knoten definiert sein, sodass für die Balkenelemente vier zusätzliche freie Knoten erzeugt werden.

Die Funktionsweise eines Scharniergelenks wird bei der Erstellung der Balkenelemente gesteuert. Durch die Funktion  $pins_a$  und  $pins_b$  können die Freiheitsgrade des Anfangs- bzw.

Endknoten der Balkenelemente definiert werden, die nicht für die Übertragung von Kräften vorgesehen werden sollen und damit eine freie Bewegung bezüglich des vorgegebenen Freiheitsgrades erlauben. Da die Scharniergelenke eine Drehung um die z-Achse erlauben, wird folglich der sechste Freiheitsgrad eines Balkenelementes an den entsprechenden Eckknoten freigegeben.

Die Vernetzung der Schalen wird mit den linearen QUAD4-Elementen durchgeführt. Für den Schubrahmen wird von den BEAM-Balkenelementen Gebrauch gemacht. Die Netzkonvergenzstudie beinhaltet drei unterschiedliche Netzfeinheiten, die zunächst eine grobe Vernetzung mit einer Elementgröße von 50 mm vorsieht. Anschließend findet eine Netzverfeinerung mittels einer Halbierung der Elementgröße statt, sodass die Elemente eine Kantenlänge von etwa 25 mm aufweisen. Nochmaliges Verfeinern liefert eine Elementgröße von ca. 12,5 mm. Die diskretisierten Modelle sind in den Abbildungen 6.14 dargestellt.

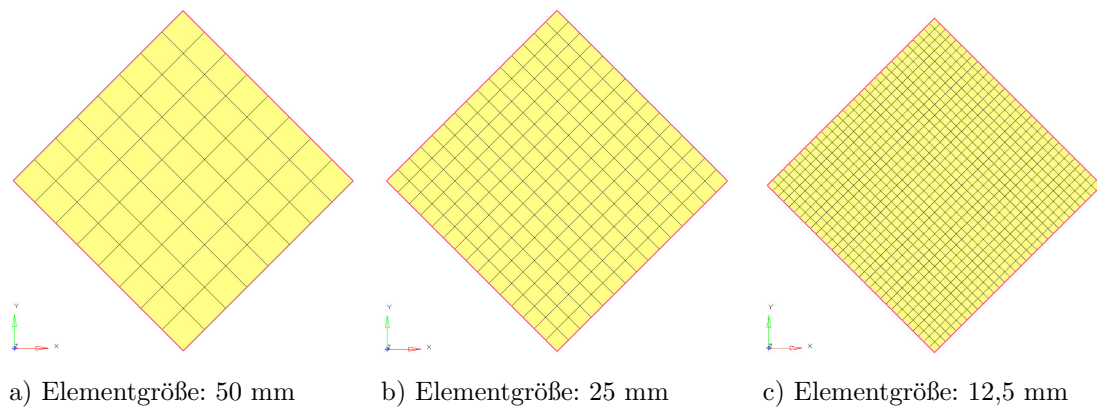


Abbildung 6.14: Vernetzung des Schubrahmenversuches

In der folgenden Tabelle sind die sich daraus ergebenden Freiheitsgradanzahlen zusammengefasst (Siehe Tabelle 6.19).

Tabelle 6.19: Anzahl der Freiheitsgrade beim 2D-Modell des Schubrahmenversuches

Elementgröße	Freiheitsgrade
50 mm	505
25 mm	1555
12,5 mm	6163

### Definition der Materialparameter und der Elementeigenschaften

Für den Schubversuch müssen zusätzlich die Materialparameter und Elementeigenschaften des Schubrahmens definiert werden. Dieser besteht aus Stahl, sodass von einem isotropen Verhalten des Werkstoffes ausgegangen wird, für dessen Beschreibung sich die MAT1-Karte eignet. Darin werden dem Material der Elastizitätsmodul, die Querkontraktionszahl und die Dichte vorgegeben (Siehe Tabelle 6.20).

Tabelle 6.20: Materialparameter des Schubrahmens

	E	NU	RHO
MAT1	210000	0.3	7.85e-9

Die Eigenschaften der Balkenelemente werden anhand der PBEAM-Karte definiert. Bei den verwendeten Parametern handelt es sich um fiktive Werte, die eine Versteifung der Rahmenstruktur zum Ziel haben. Damit soll eine Verformung der Schienen weitestgehend ausgeschlossen werden, um das Verhalten der Sandwichstruktur infolge der Belastung eindeutig bestimmen zu können. In Tabelle 6.21 sind die verwendeten Größen dargestellt.

Tabelle 6.21: Elementeigenschaften des Schubrahmens

	A	I1	I2
PBEAM	4000	9.0e+7	9.0e+7

### Definition der Randbedingungen

Die Randbedingungen werden auf zwei gegenüberliegenden Eckknoten des Schubrahmens definiert (Siehe Abbildung 6.15). Dabei ist besonders darauf zu achten, dass tatsächlich die Knoten der Balkenelemente ausgewählt werden und nicht die gleichpositionierten Knoten der Schalenelemente. Bei einem dieser Knoten werden alle translatorischen Freiheitsgrade unterdrückt ( $U_1=U_2=U_3=0$ ), sodass einzig die Drehung um die Scharnierachse gestattet ist. Die Drehung um die x- und y-Achse brauchen nicht weiter beachtet werden, da der Belastungszustand keine derartigen Drehungen verursacht. Zudem werden auf dem gegenüberliegenden Eckknoten, auf dem die Last aufgebracht wird, die Translationen in x- und z-Richtung gesperrt ( $U_1=U_3=0$ ), sodass bei der Simulation einzig die Auslenkung in Belastungsrichtung fortwährend sichergestellt ist (Siehe Abbildung 6.15).

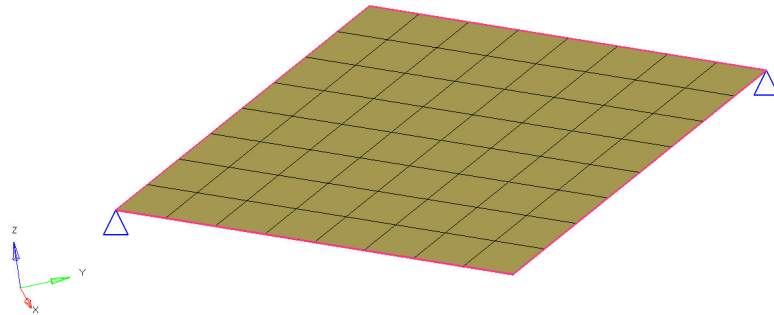


Abbildung 6.15: Randbedingungen beim Schubrahmenversuch

### Definition der Lasten

Zunächst wird eine Einzellast  $F$  in Höhe von 5859 N erzeugt, die in  $y$ -Richtung zeigt und infolge dieser die Verschiebungen untersucht werden (Siehe Abbildung 6.16). Anschließend wird die gleichgerichtete Versagenslast  $F_R$  von 18419 N aufgebracht, mit der die Versagensspannungen im Sandwichverbund analysiert werden.

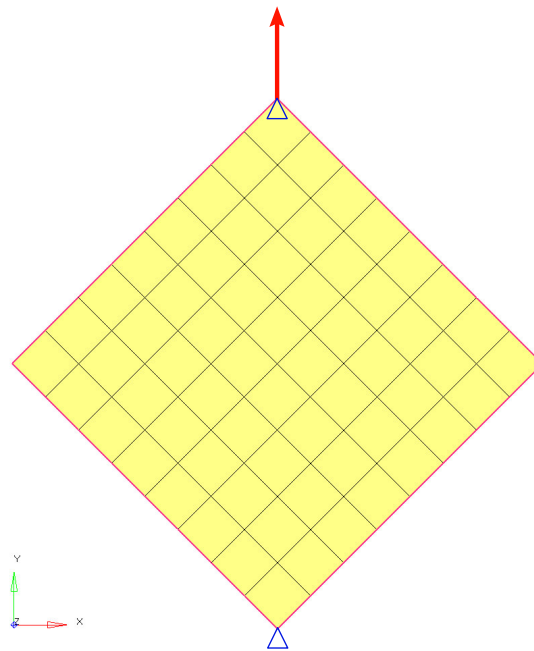


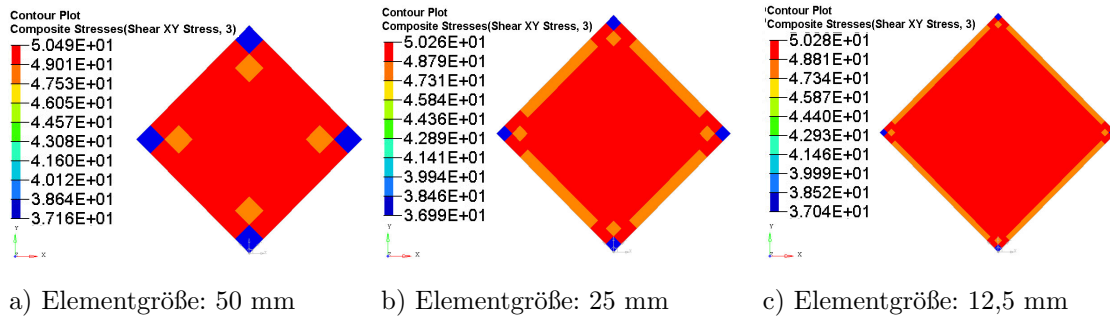
Abbildung 6.16: Belastung beim Schubrahmenversuch

### 6.7.2 Ergebnisdarstellung und Auswertung

In den Abbildungen 6.17 ist der Verlauf der Schubspannungen in der oberen Deckschicht für den jeweiligen Diskretisierungsgrad dargestellt, der sich bei Aufbringung der Versagens-



last einstellt. Dabei fällt auf, dass nahezu über die gesamte Fläche konstante Spannungen herrschen. Einzige Elemente, welche sich direkt in den Ecken befinden, weisen eine deutlich geringere Spannung auf, da der jeweilige Eckknoten bedingt durch die Anbindung an den Schubrahmen frei gelagert ist. Für die untere Deckschicht ergeben sich identischen Ergebnisse.



a) Elementgröße: 50 mm

b) Elementgröße: 25 mm

c) Elementgröße: 12,5 mm

Abbildung 6.17: Schubspannungsverläufe  $\tau_{12}$  in der oberen Deckschicht infolge  $F_R$  beim Schubrahmenversuch

In der folgenden Tabelle sind die maximalen Schubspannungen im Sandwichverbund in Abhängigkeit der Elementkantenlänge aufgeführt (Siehe Tabelle 6.22). Aus dieser Netzkonvergenzstudie geht hervor, dass trotz Netzverfeinerung nur geringfügige Schwankungen in den Ergebnissen resultieren. Bei Verwendung der kleinsten Elementgröße von 12,5 mm ergeben sich Schubspannungen von 50,28 MPa. Im Vergleich dazu betrug die Versagensspannung beim realen Schubversuch im Mittel 51,12 MPa. Damit liefert die Analyse eine hohe Genauigkeit bei der Spannungsausgabe, sodass das Materialmodell eine adäquate Vorhersage des Versagens diesbezüglich zulässt.

Tabelle 6.22: maximale Schubspannungen  $\tau_{12,max}$  infolge  $F_R$  beim Schubrahmenversuch

Elementgröße [mm]	$\tau_{12,max}$ [MPa]
50	50,49
25	50,26
12,5	50,28

Um Gewissheit zu erlangen, wie gut die reine Schubbeanspruchung mittels der gewählten Modellierung abgebildet wird, werden die Normalspannungen in den Deckschichten kontrolliert. Die Spannungsverläufe sind in den folgenden Darstellungen jeweils in der oberen Deckschicht abgebildet (Siehe Abbildung 6.18). Daraus ergibt sich, dass die lokalen Normalspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  zumeist unter 0,5 MPa liegen und damit im Vergleich zu den

Schubspannungen zu vernachlässigen sind, sodass man anhand der Ergebnisse von einer korrekten Modellierung des Schubrahmenversuches ausgehen kann.

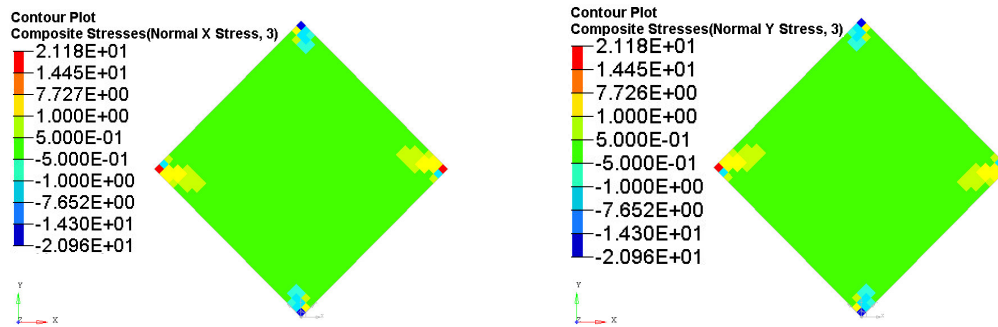
a) Normalspannung  $\sigma_1$ b) Normalspannung  $\sigma_2$ 

Abbildung 6.18: Normalspannungsverläufe  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  in der oberen Deckschicht infolge  $F_R$  beim Schubrahmenversuch

In Abbildung 6.19 ist der Spannungsverlauf im Kern dargestellt. Erwartungsgemäß sind die Spannungen in diesem mit ca. 0,032 MPa vernachlässigbar klein, da der Kern ein sehr schubweiches Verhalten bezüglich der x-y-Ebene aufweist.

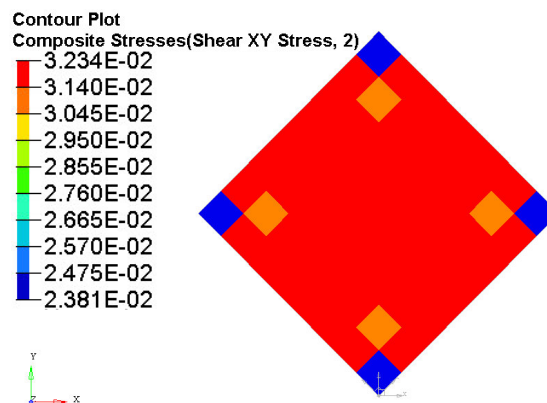


Abbildung 6.19: Schubspannungsverlauf  $\tau_{12}$  im Sandwichkern infolge  $F_R$  beim Schubrahmenversuch

In den Abbildungen 6.20 sind die Verschiebungsverläufe in y-Richtung für den jeweiligen Diskretisierungsgrad dargestellt. Die größte Verschiebung ergibt sich an der Lasteinleitungsstelle. Die geometrische Abhängigkeit des Schubrahmenversuches sorgt dafür, dass die Verschiebung der beiden seitlichen Eckknoten die Hälfte der Auslenkung der oberen Ecke

betragen muss. Gemäß den Verschiebungsverläufen stellt sich damit bei den drei Modellen ein realistisches Verformungsverhalten ein.

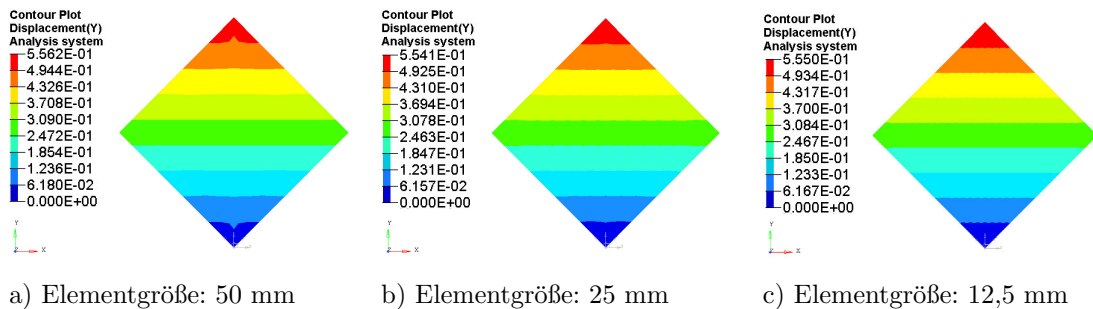


Abbildung 6.20: Verschiebungen  $U_2$  infolge  $F$  beim Schubrahmenversuch

Wie aus der Tabelle 6.23 hervorgeht, können bereits mit einer äußerst groben Vernetzung auskonvergierte Ergebnisse bezüglich der Verformung erzielt werden. Bei dem feinvernetzten Modell mit der Elementgröße von 12,5 mm ergibt sich für eine Belastung  $F$  von 5859 N eine maximale Verschiebung von 0,56 mm. Diese liegt damit deutlich unter dem realen Wert von 1,14 mm. Dies ist unter anderem darauf zurückzuführen, dass die Sandwichverbunde bei einer Schubbeanspruchung ein nichtlineares Verhalten aufweisen [21, 38], sodass in der Realität folglich höhere Verformung resultieren.

Tabelle 6.23: Verschiebung  $U_2$  infolge  $F$  beim Schubrahmenversuch

Elementgröße [mm]	$U_2$ [mm]
50	0,56
25	0,55
12,5	0,56

Trotz der hohen Abweichung bei den Verformungen werden die realen Versagensspannungen mit hoher Genauigkeit abgebildet, weswegen sich das verwendete Materialmodell prinzipiell zur Vorhersage des Versagens eignet. Daher kann dieses hinsichtlich der Versagensspannungen als validiert angesehen werden, sodass hiermit die Voraussetzung für die folgenden Untersuchungen geschaffen wurde und das Materialmodell bei den FE-Analysen der Sandwichverbindungen zur Anwendung kommt.

# 7 Numerische Untersuchung der Sandwichverbindungen

Im Folgenden werden die numerischen Untersuchungen der Sandwichverbindungen vorgestellt, die auf den experimentellen Versuchen aus Kapitel 4 basieren. Ein wesentlicher Bestandteil dieser Arbeit besteht darin, für die Modellierungsansätze zu erörtern, inwieweit sich diese zur Vorhersage des Versagens aus den realen Versuchen eignen. Dahingehend wird herausgestellt, welchen Einfluss und Nutzen der zusätzliche Modellierungsaufwand durch Erhöhung des Detailgrades des Modellierungsansatzes und des Diskretisierungsgrades liefert.

## 7.1 Auszugversuch der Eckverbindung

### 7.1.1 Modellaufbau

#### **Geometrierstellung und Modellvernetzung**

Die äußeren Abmessungen der zu verbindenden Sandwichplatten sind der Abbildung 4.5 zu entnehmen. Die Vernetzung erfolgt beim 2D-Modell mit den QUAD4-Elementen. Die Netzverfeinerung wird im Bereich der Verzapfung vorgenommen, da insbesondere dort lokale Effekte auftreten, die anhand der Netzkonvergenzstudie untersucht werden sollen (Siehe Abbildung 7.1). Der Fernbereich muss nicht weiter verfeinert werden, da dort die Spannungen für die Untersuchung unerheblich sind und man folglich keinen Nutzen aus dem erhöhten Aufwand davontragen würde.

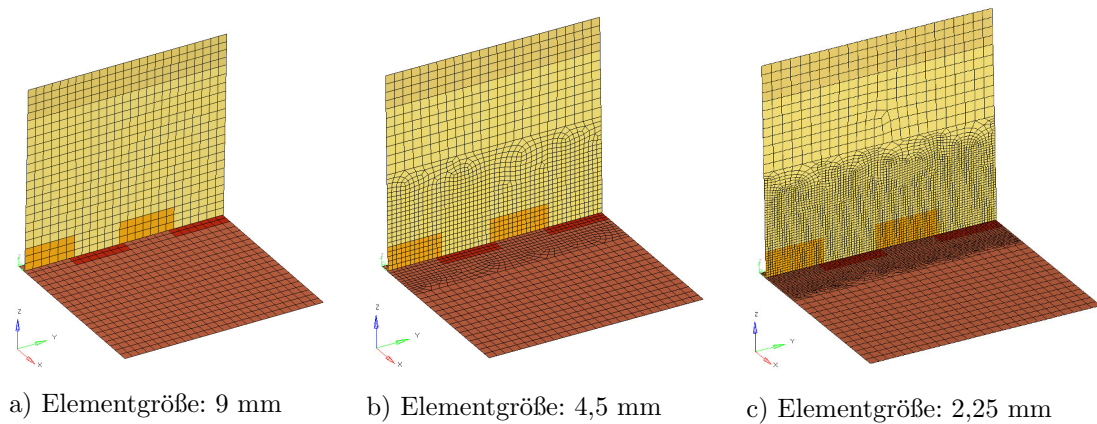


Abbildung 7.1: Vernetzung der 2D-Modelle beim Auszugversuch der Eckverbindung

Bei der Vernetzung der detaillierteren Modellierungsprinzipien wird auf die gleich Weise vorgegangen. Die Netzverfeinerung findet im Bereich der Verzapfung statt. Sofern möglich, werden zur Modellierung des dreidimensionalen Sandwichkerns die HEXA8-Elemente bevorzugt verwendet. Für die Vernetzung der zweidimensionalen Deckschichten sind in erster Linie die QUAD4-Elemente vorgesehen. Das grobe Modell mit einer Elementgröße von 9 mm besteht noch ausschließlich aus den HEXA8- und QUAD4-Elementen. Bedingt durch die Netzverfeinerung wird am Übergang zum Auffüllen des FE-Netzes auf die PENTA6- bzw. TRIA3-Elemente ausgewichen.

Die Vernetzung der Deckschichten mit Volumenelementen folgt nach dem gleichen Prinzip und führt bei den Volumenelementen zu den folgenden Vernetzungen (Siehe Abbildung 7.2).

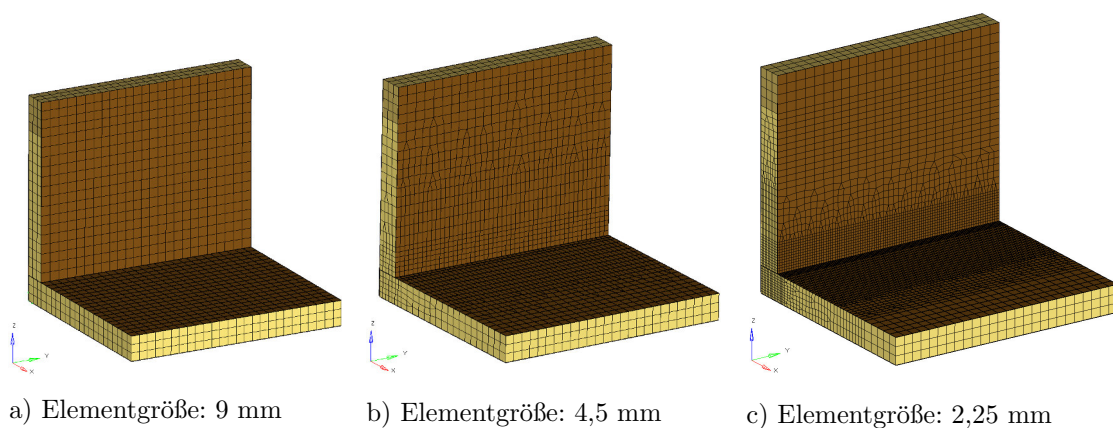


Abbildung 7.2: Vernetzung der 3D-Modelle beim Auszugversuch der Eckverbindung

In der Tabelle 7.1 sind die unterschiedlichen Freiheitsgradanzahlen aufgeführt, die sich bei der Diskretisierung mit der Elementgröße von 9 mm, 4,5 mm bzw. 2,25 mm ergeben.

Tabelle 7.1: Anzahl der Freiheitsgrade beim Auszugversuch der Eckverbindung

Elementgröße	2D-Modell	Hybridmodell	3D-Modell
9 mm	6806	27746	35667
4,5 mm	13530	53479	72991
2,25 mm	40844	236967	287491

### Definition der Randbedingungen

Um die realen Randbedingungen möglichst realitätsnah abzubilden, wird die translatorische Bewegung in z-Richtung an den entsprechenden Knoten unterdrückt (Siehe Abbildung 7.4). Bei den beiden Volumenmodellen werden lediglich die Knoten an der Oberseite der unteren Platte ausgewählt, da nur diese Fläche infolge der Last mit der Versuchsvorrichtung in Kontakt kommt. Aufgrund eines gewissen Spiels in der Lagerung können die restlichen Knoten als frei beweglich angesehen werden. Bei dem Schalenmodell ist eine Differenzierung zwischen der Ober- und Unterseite der Platte nicht möglich, sodass sich die Randbedingungen auf die gesamte Schalendicke beziehen. Zusätzlich wird ein Eckknoten der horizontalen Platte festgehalten, sodass eine Verdrehung der gesamten Struktur nicht entstehen kann.

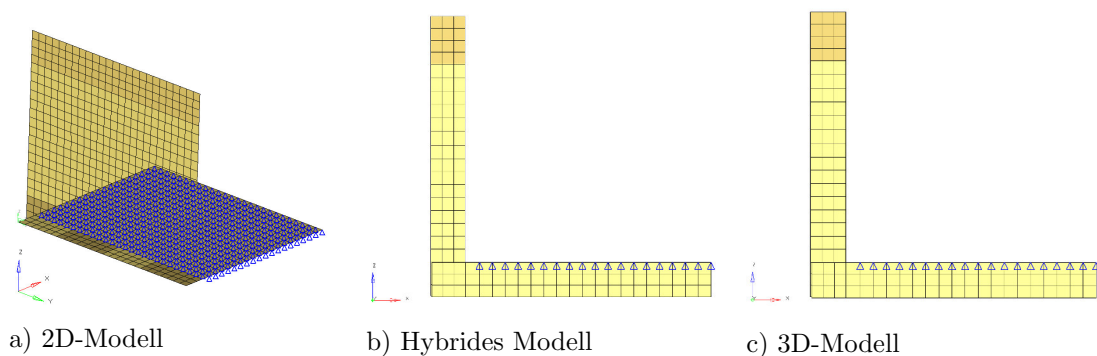


Abbildung 7.3: Randbedingungen beim Auszugversuch der Eckverbindung

### Definition der Lasten

Die Last wird über eine RBE2-Spinne in die Struktur eingeleitet (Siehe Abbildung 7.4). Da die Last vertikal nach oben wirkt und die Kraft sich somit auf die obere Fläche des Durchgangslochs verteilt, werden die abhängigen Knoten der RBE-Elemente entsprechend in der

oberen Hälfte des Durchgangslochs definiert. Der unabhängige Knoten wird automatisch aus den definierten abhängigen Knoten berechnet. Die RBE2-Elemente versteifen zwar die Struktur, jedoch ist der Bereich der Lasteinleitung derart klein gewählt, dass dies keinen entscheidenden Einfluss auf die Ergebnisse hat. Anschließend wird die Versagenslast aus dem realen Versuch auf den unabhängigen Knoten aufgebracht. Diese beträgt 3097 N und zeigt in positive z-Richtung.

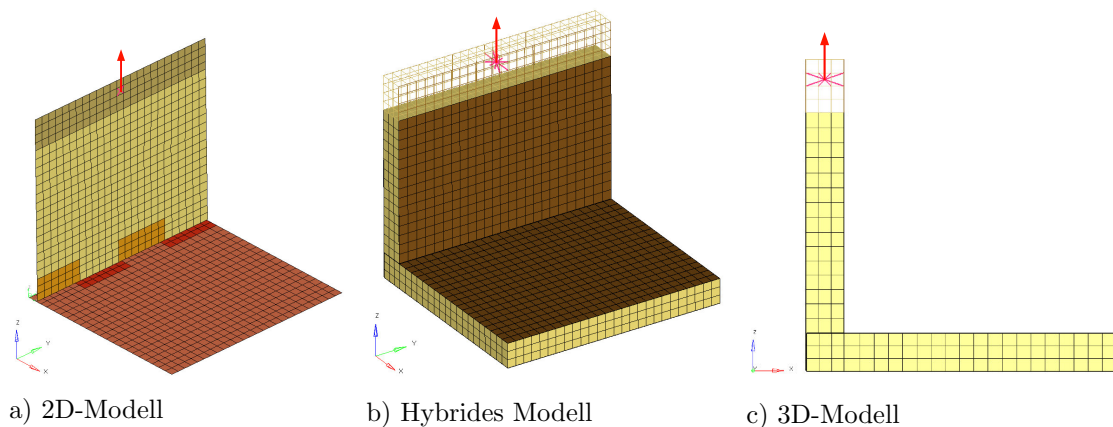


Abbildung 7.4: Lastdefinition beim Auszugversuch der Eckverbindung

### Definition von Kopplungen

Die Verzapfungsverbindung wird durch eine Verklebung der beiden Platten realisiert. Aus Vereinfachungsgründen wird diese über den Tie-Kontakt realisiert. Für die Tie-Bedingung werden zwei geeignete Kontaktgruppen definiert, bei denen die Master-Flächen einen Zapfen und die Slave-Fläche den dazugehörigen Zapfenausschnitt beschreiben. In den folgenden Abbildungen ist die Zuweisung der Kontaktflächen beim 2D-Modell veranschaulicht (Siehe Abbildung 7.5).

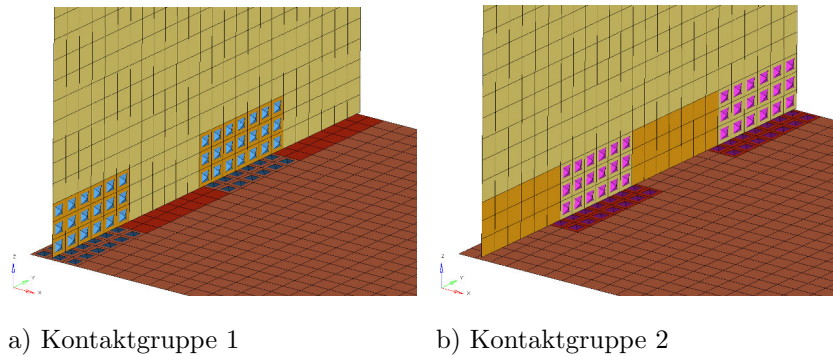


Abbildung 7.5: Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Beim Hybridmodell ist die Zuweisung der Kontaktflächen anhand der Abbildung 7.6 veranschaulicht. Analog dazu verfährt man beim vollständigen Volumenmodell, bei dem noch die Elementflächen der Deckschichten in Dickenrichtung berücksichtigt werden müssen.

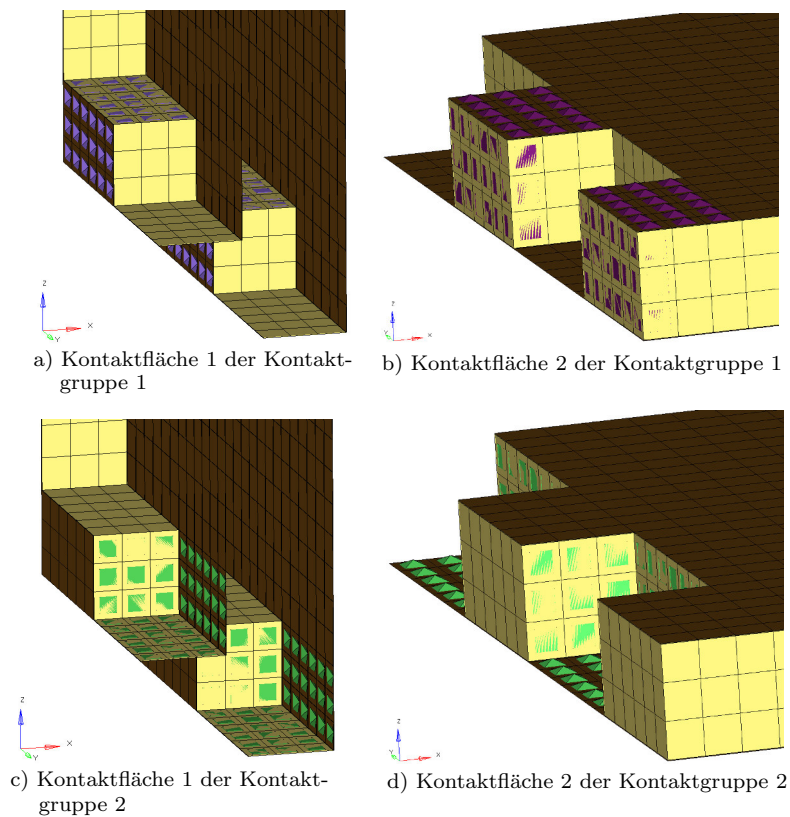


Abbildung 7.6: Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 3D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung



### 7.1.2 Ergebnisdarstellung und Auswertung

#### 2D-Modell

In der Tabelle 7.2 sind die maximalen Verschiebungen  $U_{z,max}$  in Belastungsrichtung für den jeweiligen Diskretisierungsgrad aufgelistet. Aus den Ergebnissen geht hervor, dass der Verformungszustand bereits mit einer Elementgröße von 9 mm auskonvergiert ist. Bei einer Netzgröße von 2,25 mm stellt sich eine maximale Verschiebung von 0,60 mm ein.

Tabelle 7.2: Verschiebungen  $U_{z,max}$  des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Elementgröße [mm]	$U_{z,max}$ [mm]
9	0,59
4,5	0,60
2,25	0,60

In den Abbildungen 7.7 und 7.8 sind die Verläufe der Normalspannungen  $\sigma_1$  in den innen bzw. außen gelegenen Deckschichten dargestellt. Die maximalen Zugspannungen resultieren in den Ecken der Zapfen. Aus der Netzkonvergenzstudie geht jedoch hervor, dass diese Spannungen mit Netzverfeinerung zunehmend ansteigen, sodass es sich hier um singuläre Stellen handeln muss. Die umgebenden Spannungen fallen im Vergleich dazu wesentlich geringer aus und weisen eine gewisse Konstanz in den Werten mit zunehmender Netzverfeinerung auf, was auf Spannungssingularitäten hindeutet. Außerdem sind die Stellen für das Versagen der Proben gemäß der realen Versuchsauswertung unerheblich, weswegen diese Spannungen nicht weiter beachtet werden. Von den singulären Spannungen abgesehen, betragen die maximalen Spannungen in etwa 50 MPa in der inneren Deckschicht. Die maximalen Druckspannungen ergeben sich an der horizontalen Platte zwischen der Zapfenverbindung und der Lagerung. Speziell im Bereich um die Zapfenausschnitte resultieren infolge der Verzapfung erhöhte Spannungen. Bei einer Elementgröße von 1,125 mm beträgt diese -46,74 MPa. Aus den Ergebnissen geht damit hervor, dass die maximalen Spannungen weit unter der Festigkeitsgrenze von 123,49 MPa liegen, obwohl die aufgebrachte Versagenslast das globale Versagen der Struktur hervorrufen müsste.

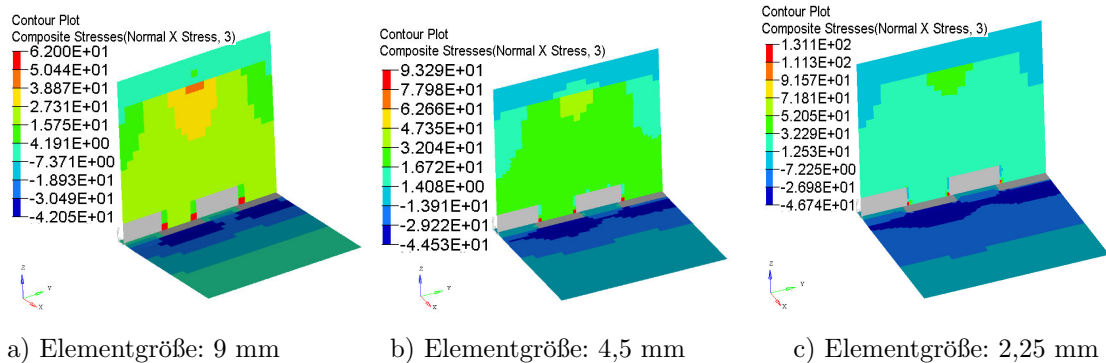


Abbildung 7.7: Normalspannungen  $\sigma_1$  in den inneren Deckschichten des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

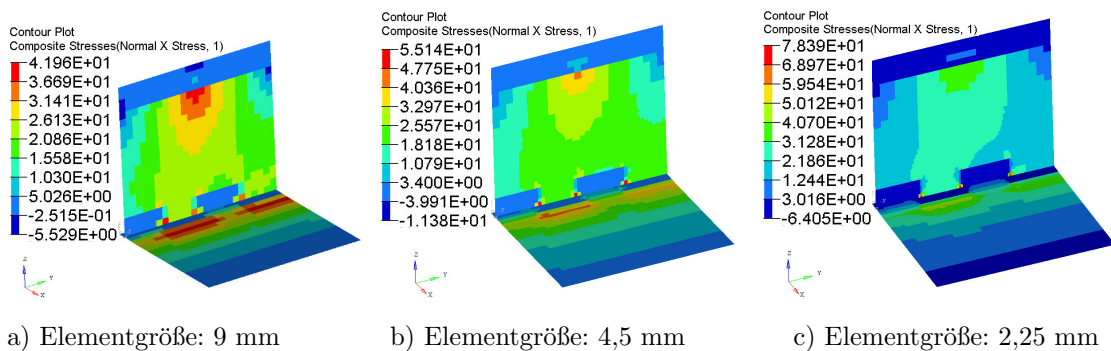


Abbildung 7.8: Normalspannungen  $\sigma_1$  in den äußeren Deckschichten des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Durch den komplexeren Belastungszustand kommt auch eine Kombination der einzelnen Spannungskomponenten für die Ursache des Versagens in Betracht, weswegen zusätzlich das Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu zur Versagensanalyse angewandt wird. Die Auswertung mit der Versagenshypothese führt zu der gleichen Erkenntnis. Da die weiteren Spannungskomponenten in den Deckschichten vergleichsweise gering sind, kann selbst durch die Berücksichtigung eines überlagerten Beanspruchungszustandes nicht annähernd ein Versagen beobachtet werden. Sieht man von den singulären Stellen ab, so wird lediglich ein Wert von maximal 0,15 erreicht.

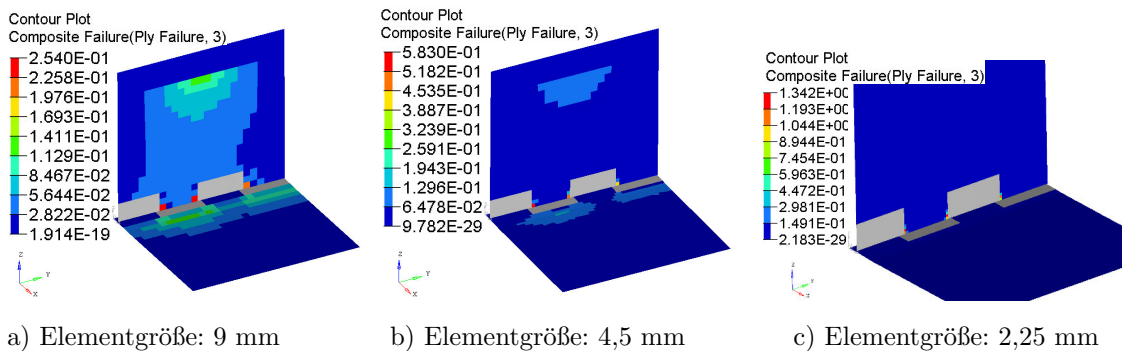


Abbildung 7.9: Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Diese hohe Differenz zur Bruchbedingung ist nur damit zu erklären, dass bevor die Deckschichten versagen, andere Mechanismen eintreten müssen, die das Tragvermögen der Struktur maßgeblich beeinträchtigen. In der Studie [5] wird aus der Kraft-Verschiebungskurve ersichtlich, dass die Eckverbindung durch das erste Versagen einen Steifigkeitsabfall erfährt, jedoch weiterhin in der Lage ist, Lasten aufzunehmen. Daher führt die Versagenslast nicht unmittelbar zu einem Totalversagen, was die geringen Spannungen aus der numerischen Analyse erklärt. Das erste Versagen wird durch die transversalen Effekte hervorgerufen, bei denen der Kern auf Schub versagt. In den Abbildungen 7.10 sind die Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern dargestellt. An Eckknoten des Zapfenausschnittes werden singuläre Spannungen hervorgerufen, die von -0,68 MPa auf -0,88 MPa steigen. Um diese Stelle herum werden Spannungen von etwa -0,65 MPa erreicht.

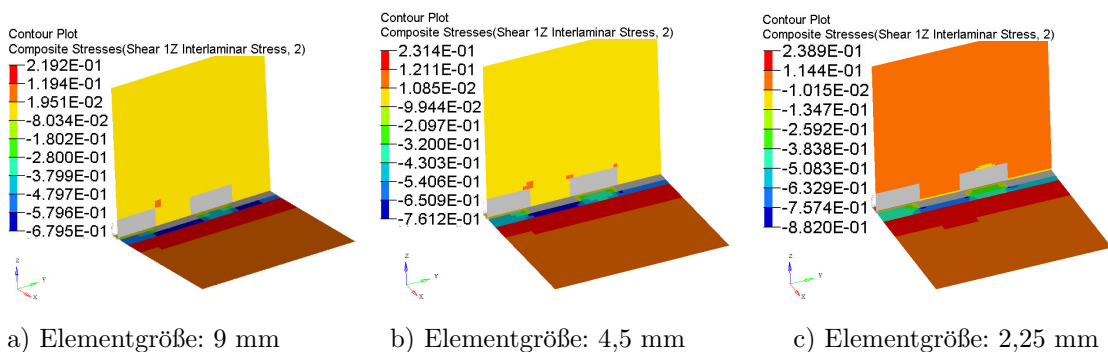


Abbildung 7.10: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des 2D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Gemäß dem Datenblatt [49] wird damit die Schubfestigkeit im Kern erreicht bzw. überschritten,

sodass ein Kernversagen nachzuweisen ist. Dem Kernversagen folgt eine Ablösung der Klebeschichten gemäß [5], sodass die Deckschichten im Verlaufe des Versagensfortschritts höheren Belastungen ausgesetzt werden, woraufhin ein Deckschichtenversagen denkbar ist.

Die Schalenmodellierung ist damit in der Lage, das erste Versagen mit hinreichender Genauigkeit abzubilden. Das globale Versagen konnte jedoch nicht nachgewiesen werden. Die Erfassung des darauffolgenden Versagensfortschrittes ist bei Schalenelementen eingeschränkt, da ihnen der Dickeneinfluss verloren geht. Bei der Simulation des Steifigkeitsabfalls ist dieser nur über die vollständige Dicke möglich, obwohl es sich bei dem Versagen um einen teils sehr lokalen Effekt handelt. Beim Klebeversagen ist die Ausgabe der Knotenkräfte ebenfalls auf die Gesamte Dicke beschränkt, sodass man nicht zwischen der Ober- und Unterseite des Verbundes unterscheiden kann. Daher ist eine definierte Ausgabe der Kräfte nicht möglich. Damit stößt die einfache Schalenmodellierung hier an seine Grenze.

### Hybrides Modell

In der Tabelle 7.3 sind die maximalen Verschiebungen  $U_{z,max}$  der Mittelebene der Sandwichverbindung aufgelistet, um diese mit dem 2D-Schalenmodell vergleichen zu können. Dabei fällt auf, dass bei den hybriden Modellen größere Verformungen entstehen. Dies kann damit begründet werden, dass die Randbedingungen bei den hybriden Modellen nur auf der Oberseite der waagerechten Platte aufgebracht sind. Bei Schalenmodelle ist die Unterscheidung von Ober- und Unterseite des Verbundes nicht möglich, sodass bei den 2D-Modellen zugleich die Bewegung der Unterseite unterdrückt ist, weswegen geringere Verschiebungen resultieren. Die Ergebnisse der hybriden Modelle sind erst bei einer Elementgröße von etwa 4,5 mm auskonvergiert und benötigen daher im Vergleich zu den 2D-Modellen eine feinere Netzdichte.

Tabelle 7.3: Verschiebungen  $U_{z,max}$  des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Elementgröße [mm]	$U_{z,max}$ [mm]
9	0,69
4,5	0,77
2,25	0,79

In den Abbildungen 7.11 sind die Normalspannungsverläufe  $\sigma_1$  in den Deckschichten dargestellt. Beim hybriden Modell ergeben sich insgesamt ähnliche Spannungszustände, die beim 2D-Modell beobachtet wurden. Damit werden die Erkenntnisse, die mit dem reinen

Schalenmodell erlangt wurden, bestätigt. Dem Deckschichtenbruch gehen andere Versagensmechanismen voraus, durch welche die Spannungen auf die Deckschichten übertragen werden.

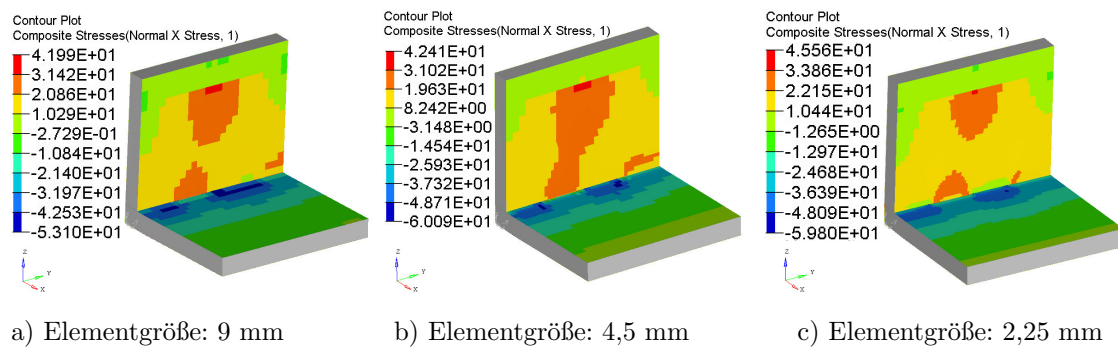


Abbildung 7.11: Normalspannungen  $\sigma_1$  in den Deckschichten des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Hier ist ebenfalls das Kernschubversagen als erster Versagensmodus auffindig zu machen, der mit dem Schubspannungsverlauf  $\tau_{13}$  aus den Abbildungen 7.12 ersichtlich ist. Die Schubspannungen erreichen einen Wert von bis zu -0,8 MPa, wodurch in dem Bereich ein lokales Versagen des Kerns wahrscheinlich ist.

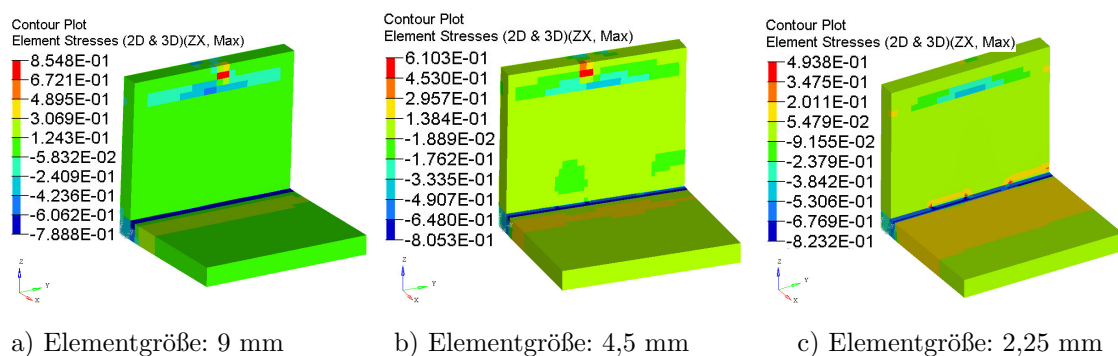


Abbildung 7.12: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Die Modellierung des Sandwichkerns mit Volumenelementen ermöglicht zusätzlich die Ausgabe der Normalspannungen  $\sigma_3$  in Dickenrichtung. Die resultierenden Spannungen sind in den Abbildungen 7.13 dargestellt und zeigen, dass diese den zulässigen Festigkeitswerte gemäß [49] nicht erreichen und damit das Tragverhalten nicht beeinträchtigen.

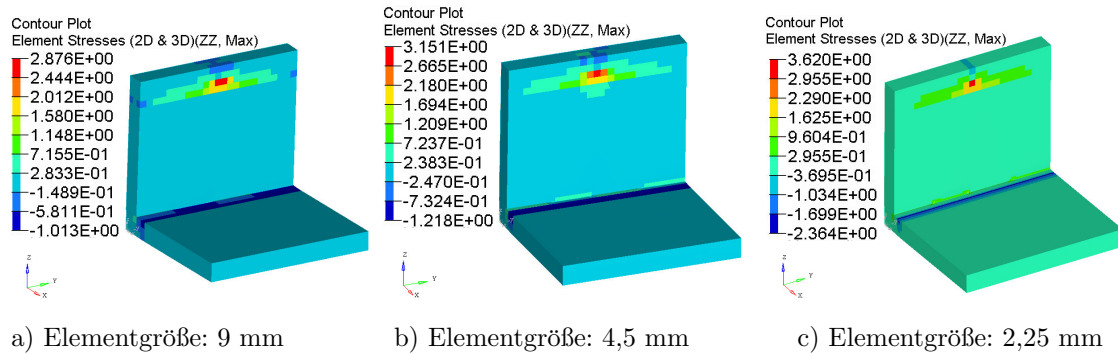


Abbildung 7.13: Normalspannungen  $\sigma_3$  im Kern des hybriden Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Im Folgenden werden die Auswirkungen des Kernversagens auf die Spannungen in den Deckschichten untersucht. Dazu wird die Kernsteifigkeit der entsprechenden Elemente schrittweise herabgesetzt, in denen die Festigkeit den Ergebnissen zufolge überschritten ist. Die daraus resultierenden Verformungen sind in den Abbildungen 7.14 dargestellt. In einem letzten Schritt wird das Versagen der Klebeverbindung simuliert. Hierfür müssten die einzelnen Knotenkräfte an den Kontaktstellen ausgewertet werden, um zu überprüfen, ob diese den zulässigen Wert überschreiten und gegebenenfalls der Kontakt gelöst werden muss. Da jedoch hierzu weder Informationen zum Klebwerkstoff, noch zu dessen Eigenschaften vorliegen, kann lediglich der Einfluss eines Versagens der Klebeverbindung nur sehr oberflächlich und zu einem beliebigen Zeitpunkt aufgezeigt werden. Dazu wird eine einschreitende Ablösung der Klebeverbindung durch das Entfernen der am Rand befindlichen Kontaktreihen simuliert.

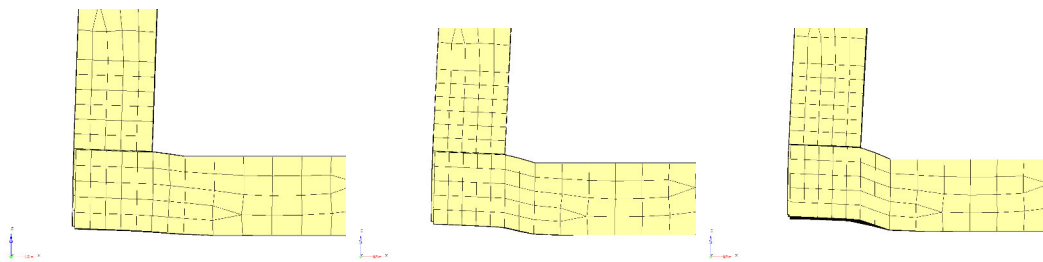


Abbildung 7.14: Zunehmende Verformung durch Kernversagen

Die Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagen auf die Verschiebung  $U_z$  und den Tsai-Wu-Werte sind in der Tabelle 7.4 dargestellt. Das erste Modell beschreibt dabei den Ausgangszustand, ohne jegliche Berücksichtigung einer Steifigkeitsminderung. Im zweiten Modell wird erstmals die Steifigkeit in den entsprechenden Elementen reduziert.

Die Folge davon ist eine Zunahme der Verformung und des Fehlerwertes. Fortan wird bis zum fünften Modell die Steifigkeit zunehmend reduziert, woraufhin die Verformung um das dreifache ansteigt und der Fehlerindex einen Wert von 0,64 erreicht. Das sechste Modell beschreibt die einschreitende Ablösung der Klebeverbindung. Folglich nimmt die Verformung nur unwesentlich zu. Die Auswirkungen auf die Spannungen in den Deckschichten sind hingegen wesentlich ausgeprägter.

Tabelle 7.4: Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagens

Modell	$U_z$ [mm]	Tsai-Wu Wert
1	1,01	0,15
2	1,40	0,17
3	2,00	0,22
4	2,41	0,22
5	3,03	0,64
6	3,04	0,70

Aus den Ergebnissen der numerischen Simulation geht hervor, dass mit dem hybriden Modellierungsansatz die transversalen Versagensmechanismen abgebildet werden können, die das Tragvermögen der Struktur maßgeblich beeinflussen. Erst durch das Kernschub- und Klebeversagen werden die Spannungen zunehmend auf die Deckschichten verlagert. An der Stelle wird die Simulation des Versagensfortschrittes aufgrund des hohen Aufwandes nicht bis zum Versagen der Deckschichten durchgeführt, da dieser Vorgang manuell erfolgte. Stattdessen müssten dafür nichtlineare Berechnungen mit den entsprechenden Materialmodellen durchgeführt werden. Dennoch wird anhand des Prinzips ersichtlich, welche zusätzlichen Möglichkeiten das hybride Modell im Vergleich zum reinen Schalenmodell liefert.

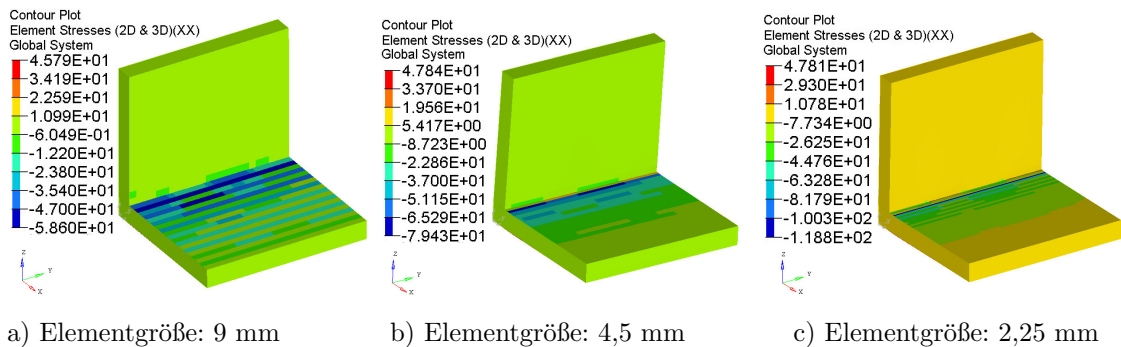
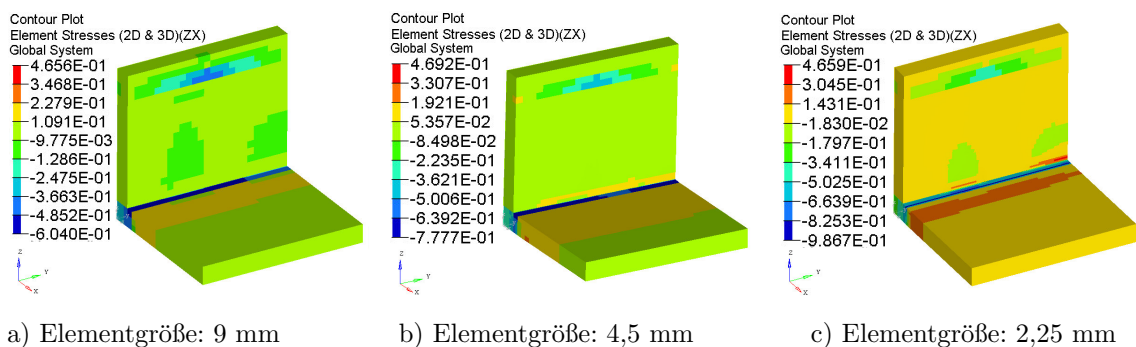
### 3D-Modell

Die maximalen Verschiebungen  $U_{z,max}$  der 3D-Modelle sind in der Tabelle 7.5 dargestellt. Dabei resultieren nahezu die gleichen Ergebnisse, wie bei den hybriden Modellen, sodass die Ausmodellierung der Deckschicht mit Volumenelementen keinen Einfluss auf die Verschiebungen hat.

Tabelle 7.5: Verschiebungen  $U_{z,max}$  des 3D-Modells beim Auszugversuch der Eckverbindung

Elementgröße [mm]	$U_{z,max}$ [mm]
9	0,73
4,5	0,78
2,25	0,79

In den Abbildungen 7.15 und 7.16 sind die Verläufe der Spannungen  $\sigma_1$  und  $\tau_{13}$  dargestellt. Sieht man von den singulären Stellen ab, ergeben sich größtenteils sehr ähnliche Ergebnisse wie bei den hybriden Modellen. Bei der groben Modellierung fällt die unstetige Spannungsverteilung auf (Siehe Abbildung 7.15a), die vermutlich wegen des schlechten Kantenverhältnisses der Deckschichtenelemente hervorgerufen wird, was ein Nachteil dieser Modellierung ist.

Abbildung 7.15: Normalspannungen  $\sigma_1$  des 3D-Modells beim Auszugversuch der EckverbindungAbbildung 7.16: Schubspannungen  $\tau_{13}$  des 3D-Modells beim Auszugversuch



Des Weiteren haben die 3D-Modelle den Nachteil, dass die Ausgabe der Fehlerwerte nach den Festigkeitskriterien lediglich in der PCOMP-Karte implementiert ist, die einzig für die Schalenelemente gültig ist. Daher muss die Auswertung manuell bzw. durch ein selbst entwickeltes Skript erfolgen, was zusätzlich an Aufwand bedeutet. Jedoch ermöglicht dieser Modellierungsansatz die gleichen Versagensmechanismen abzubilden, die bei dem hybriden Modell simuliert wurden. Die Ausgabe der Ergebnisse kann einzig um die Deckschichtspannungen in Dickenrichtung erweitert werden, die aufgrund der Dünnwandigkeit der Deckschichten unerheblich für die Auswertung sind. Somit liefert der zusätzliche Aufwand des 3D-Modells keinen weiteren Nutzen zum hybriden Modell. Vielmehr gehen mit dieser Modellierungsmethode sogar Nachteile einher, sodass man hier von der reinen 3D-Volumenmodellierung des Sandwichverbundes absehen sollte.

## 7.2 Biegeversuch der Eckverbindung

### 7.2.1 Modellaufbau

#### Geometrieerstellung und Modellvernetzung

Die Probenmaße der Eckverbindungen können im Kapitel 4.4.2 nachgeschlagen werden. In den folgenden Abbildungen 7.17 sind die unterschiedlich diskretisierten Schalenmodelle aus QUAD4-Elementen dargestellt. Beide Schalengeometrien befinden sich an den äußeren Flächen der Sandwichplatten.

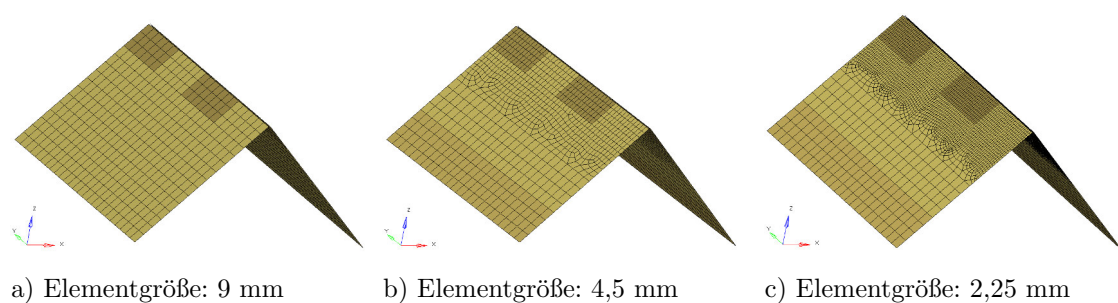
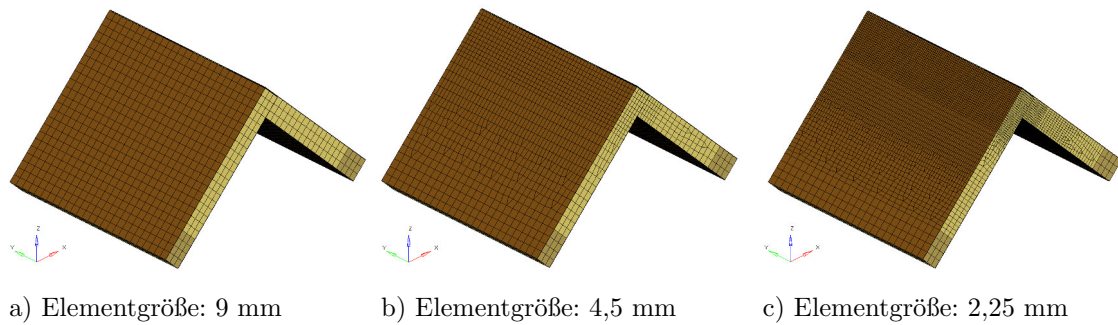


Abbildung 7.17: Vernetzung der 2D-Modelle beim Biegeversuch der Eckverbindung

Nahezu identische Vernetzungen resultieren bei den hybriden Modellaufbauten und den 3D-Modellen. Die folgenden FE-Netze ergeben sich bei der Modellierung des Kerns und der Deckschichten mit den HEXA8- und PENTA6-Elementen (Siehe Abbildung 7.18).



a) Elementgröße: 9 mm

b) Elementgröße: 4,5 mm

c) Elementgröße: 2,25 mm

Abbildung 7.18: Vernetzung der 3D-Modelle beim Biegeversuch der Eckverbindung

In der Tabelle 7.6 sind die Freiheitsgradanzahlen des jeweiligen Modellierungsansatzes in Abhängigkeit der Diskretisierungen zusammengefasst.

Tabelle 7.6: Anzahl der Freiheitsgrade beim Biegeversuch der Eckverbindung

Elementgröße	2D-Modell	Hybridmodell	3D-Modell
9 mm	5041	37672	29431
4,5 mm	9942	74614	59344
2,25 mm	31776	319105	270994

### Definition der Randbedingungen

Die Eckverbindung liegt mit den beiden Enden auf einer Oberfläche auf, sodass demzufolge die translatorische Verschiebung senkrecht zur Auflagefläche unterdrückt wird ( $U_3=0$ ). Die Verschiebung in x- bzw. y-Richtung ist hingegen nicht eingeschränkt, weswegen diese Freiheitsgrade frei beweglich bleiben. Vereinfacht wird dabei von einer reibungsfreien Verschiebung ausgegangen. In der Abbildung 7.19 sind die aufgebrachten Randbedingungen für den jeweiligen Modellierungsansatz dargestellt.

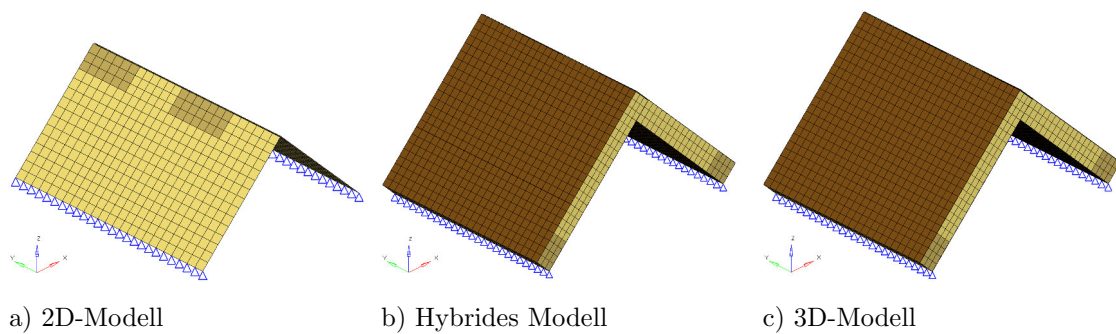


Abbildung 7.19: Randbedingungen beim Biegeversuch der Eckverbindung

### Definition der Lasten

Die Lastaufbringung kann über RBE2- oder RBE3-Elemente erfolgen. Bei den RBE3-Elementen wird die Last gleichmäßig auf alle unabhängigen Knoten verteilt. Dadurch würden jedoch an einzelnen Stellen lokale Überhöhungen in der Verformung auftreten, an denen die Struktur eine geringere Steifigkeit aufweist. Dieses würde die übriggebliebene Deckschicht des Zapfenausschnittes betreffen (Siehe Abbildung 7.20).

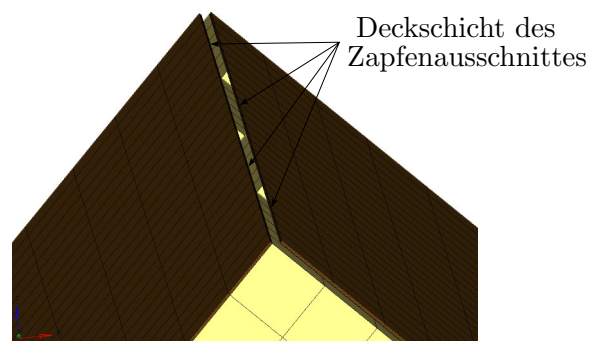


Abbildung 7.20: Ansicht der Eckverbindung

Da dieser Fall nicht der Realität entspricht, werden folglich die RBE2-Elemente für die Lasteinleitung verwendet (Siehe Abbildung 7.21), sodass die äußeren Kanten der Verbindung bei der Belastung weiterhin gerade bleiben, auch wenn dadurch die Struktur ein wenig versteift wird. Der Betrag der Belastung beträgt in etwa 3116 N und weist in negative z-Richtung.

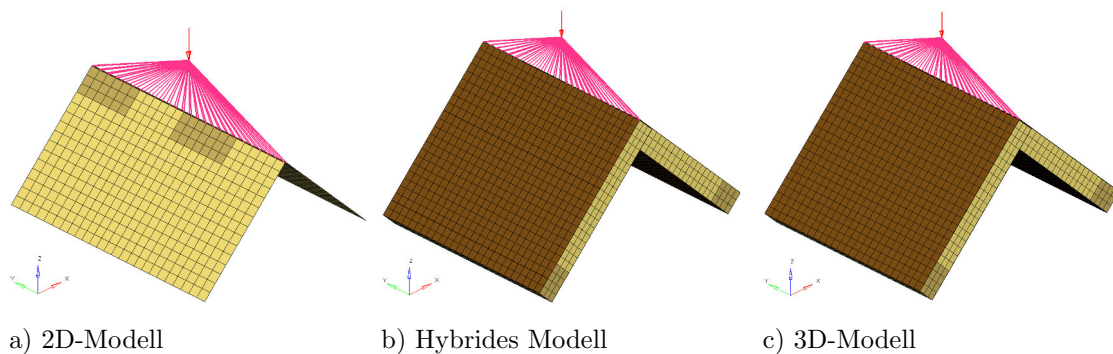


Abbildung 7.21: Lastdefinition beim Biegeversuch der Eckverbindung

### Definition von Kopplungen

Die Realisierung der Verklebung der Zapfenverbindung erfolgt ebenfalls mit der Tie-Formulierung. Die Zuweisung der Kontaktflächen entspricht der Kontaktdefinition, die bei der Eckverbindung des Auszugversuches vorgenommen wurde und somit im entsprechenden Abschnitt eingesehen werden kann (Siehe Kapitel 7.1.1).

## 7.2.2 Ergebnisdarstellung und Auswertung

### 2D-Modell

Aus den experimentellen Versuchen geht hervor, dass die Deckschichten an der Innenseite der Eckverbindung versagen. Die numerischen Ergebnisse zeigen, dass die maximal ertragbare Spannung von 123,49 MPa bereits überschritten ist (Siehe Abbildungen 7.22). Im Verbindungsbereich an der Innenseite werden Normalspannungen von über 140 MPa erreicht, sodass ein Versagen nachgewiesen werden kann, wobei die Spannungen deutlich über der Versagensspannung liegt.

In den Ecken der Zapfen werden sogar wesentlich höhere Spannungen von bis zu 624,8 MPa erreicht (Siehe Abbildungen 7.22c), die jedoch auf Singularitäten zurückgeführt werden können und vermutlich geometriebedingt aus der Kontaktformulierung oder Belastung resultieren. Des Weiteren sind diese Stellen unerheblich für das Versagen und müssen daher nicht beachtet werden.

Durch die Biegebelastung werden hauptsächlich die Deckschichten beansprucht, sodass vermutlich das erste Versagen auf den Deckschichtenbruch zurückzuführen ist oder zumindest kurz darauf folgt. Damit ermöglicht die Schalenmodellierung das Versagen der Eckverbindung vorherzusagen. Aus der Kraft-Verschiebungs-Kurve der Studie [5] geht für

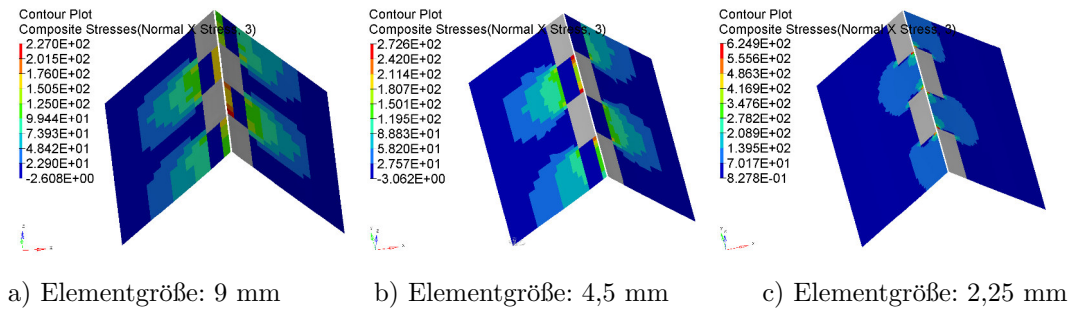


Abbildung 7.22: Spannungsverlauf  $\sigma_1$  in den inneren Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

den Biegeversuch der Eckverbindung jedoch hervor, dass die Last nach dem ersten Versagen leicht abnimmt und kurz darauf deutlich abfällt. Dabei wird das erste Versagen mit dem Ablösen der Zapfen an der Innenseite der Eckverbindung in Verbindung gebracht. Die Restfestigkeit wird auf die Durchbiegung der äußeren Deckschichten und das Herausziehen der Zapfen zurückgeführt. Nimmt man diese Beobachtung als Referenz, so dürften die Spannungen in den Deckschichten den Festigkeitswert nicht ganz übersteigen. Die erhöhten Spannungen sind unter anderem auf den gegenseitigen Stützeffekt der Zapfen zurückzuführen, der bei dem 2D-Modell schwierig abzubilden ist. Der Vergleich der Verschiebungen  $U_z$  mit dem hybriden und dem 3D-Modell zeigt, dass die Schalenelemente eine höhere Verschiebung erfahren, sodass auch höhere Spannungen resultieren (Siehe Tabelle 7.7). Des Weiteren fällt auf, dass die Verformungen mit zunehmender Netzdicke nicht konvergieren. Diese weisen vielmehr ungewöhnliche Schwankungen auf, die mit der verwendeten Kontaktformulierung zusammenhängen können. Die Schalenelemente eignen sich den Ergebnissen zu Folge weniger, die Zapfenverbindung angemessen abzubilden.

Tabelle 7.7: Verschiebungen  $U_{z,max}$  beim Biegeversuch der Eckverbindung

Elementgröße [mm]	2D-Modell	Hybrides Modell	3D-Modell
9	-1,63	-1,48	-1,52
4,5	-1,58	-1,54	-1,55
2,25	-1,88	-1,55	-1,57

In den Abbildungen 7.23 ist das Tsai-Wu-Kriterium für die inneren Deckschichten dargestellt. Dabei fällt auf, dass die Werte deutlich über dem Bruchwert von eins liegen, was bei Aufbringung der Versagenslast sehr ungewöhnlich ist.

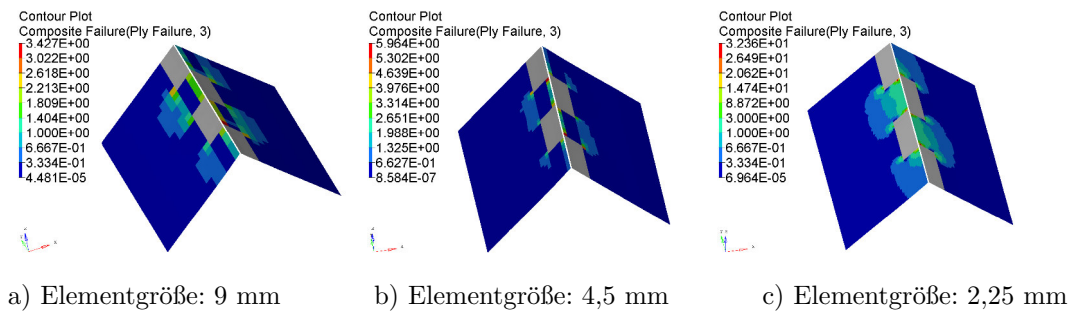


Abbildung 7.23: Festigkeitswert nach Tsai-Wu in den inneren Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

In den Abbildungen 7.24 sind die weiteren Spannungskomponenten bei der feinen Diskretisierung dargestellt. Diese weisen hinsichtlich des Belastungszustandes viel zu hohe Spannungen und obendrein sehr ausgeprägte Singularitäten auf, die folglich einen viel zu hohen Wert beim Tsai-Wu Kriterium verursachen.

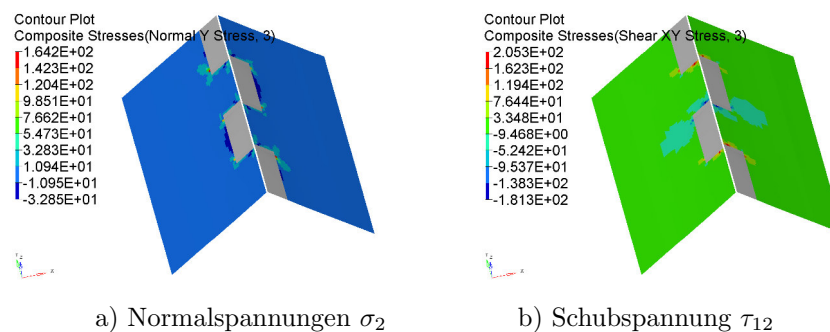


Abbildung 7.24: Normalspannungen  $\sigma_2$  und Schubspannung  $\tau_{12}$  in den inneren Deckschichten des 2D-Modells (Elementgröße: 2,25 mm)

Das Schalenmodell kann zwar für den betrachteten Lastfall das Versagen der Deckschichten vorhersagen, wobei dieses, den Ergebnissen zu Folge, viel zu früh einsetzt. Des Weiteren wird keine Konvergenz in der Verformung erreicht und es herrschen unrealistisch hohe Spannungen  $\sigma_2$  und  $\tau_{12}$ , sodass sich die angewandte Modellierung für eine genaue Vorhersage des Versagens als ungeeignet erweist.

### Hybrides Modell

Bei den hybriden Modellen wird gemäß der Tabelle 7.7 eine Konvergenz in der Verformung erreicht, die in etwa -1,55 mm beträgt. Die maximalen Normalspannungen  $\sigma_{1,max}$  nehmen hingegen mit der Netzverfeinerung stetig zu, bleiben aber im Vergleich zum Schalenmodell

deutlich unter der Versagensspannung (Siehe Abbildung 7.25). Damit kann zunächst kein Bruch in den Deckschichten festgestellt werden.

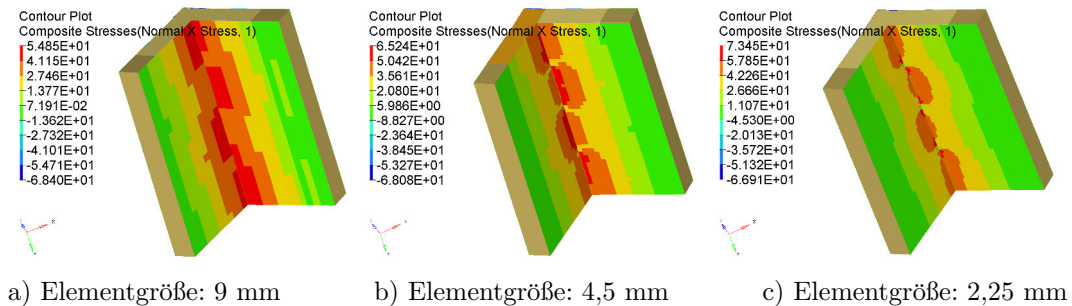


Abbildung 7.25: Normalspannungen  $\sigma_1$  in den Deckschichten des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

Für die Spannungskomponenten  $\sigma_2$  und  $\tau_{12}$  resultieren im Gegensatz zum 2D-Modell verhältnismäßig niedrige Spannungen (Siehe Abbildung 7.26), die aufgrund des Belastungszustandes vielmehr zu erwarten sind und damit die Realität wesentlich besser abbilden, als die reinen Schalenmodelle.

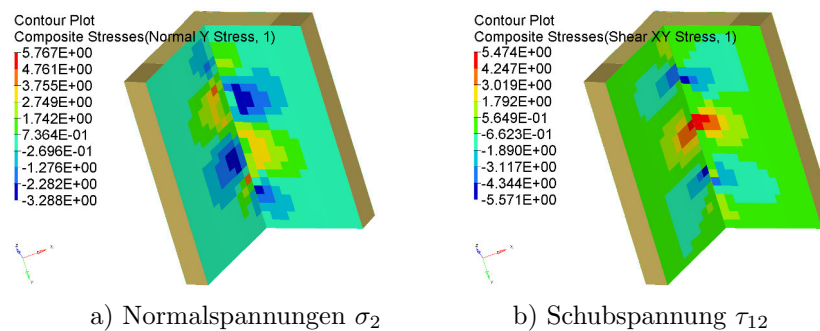


Abbildung 7.26: Normalspannungen  $\sigma_2$  und Schubspannungen  $\tau_{12}$  in den Deckschichten des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

In der Folge resultieren wesentlich geringere Werte mit der Tsai-Wu-Hypothese, die lediglich einen Wert von bis zu 0,37 beim feinvernetzten Modell erreichen und damit weit entfernt davon liegen, ein Versagen zu beobachten (Siehe Abbildung 7.27).

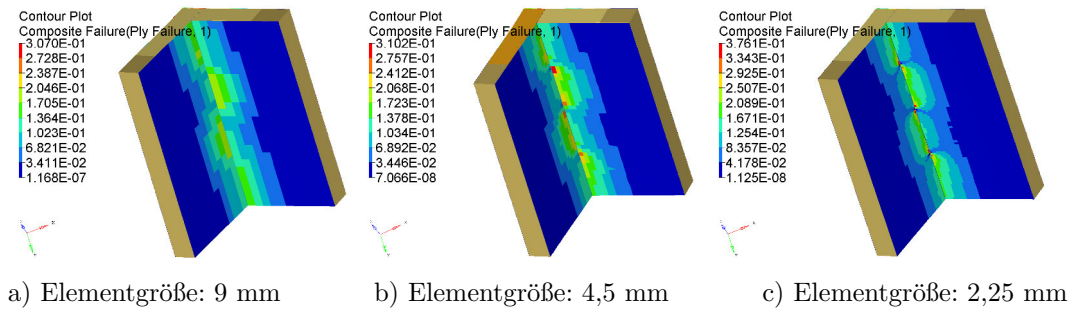


Abbildung 7.27: Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu in den inneren Deckschichten des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

Die Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern zeigen, dass die entsprechende Schubfestigkeit in W-Richtung von etwa 0,35 MPa überschritten ist (Siehe Abbildung 7.28). Damit tritt den Ergebnissen zu Folge vor dem Totalversagen durch einen Deckschichtenbruch zunächst ein lokales Kernversagen ein, der die Tragfähigkeit des Verbundes herabsetzt. Dieses wird anhand der Ergebnisse aus Tabelle 7.8 deutlich.

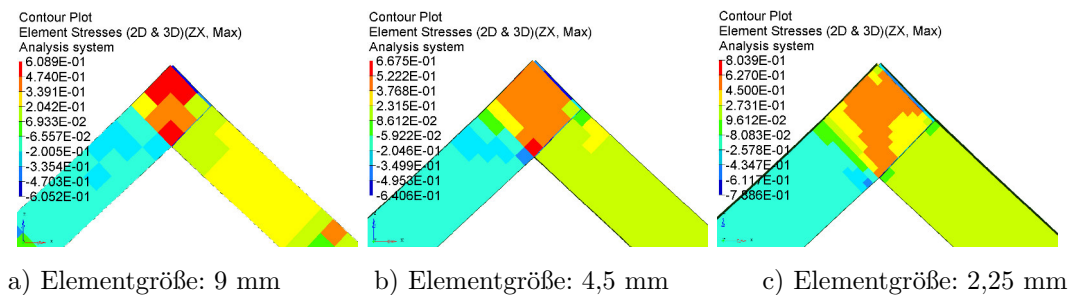


Abbildung 7.28: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des hybriden Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

Das Vorgehen der Steifigkeitsminderung wird wie beim Auszugversuch gehandhabt. Dabei wird die Steifigkeit bei denjenigen Elementen herabgesetzt, dessen Schubfestigkeit bereits überschritten ist. Das Modell 1 beschreibt den Ausgangszustand des hybriden Modells mit der Elementkantenlänge von 4,5 mm. Bei Modell 2 wird erstmals die Steifigkeit auf 10 % herabgesetzt, wodurch die maximale Verschiebung  $U_{z,max}$  und der Tsai-Wu Wert zunehmen. Dieser Vorgang wird bis zum Modell 4 fortgeführt, sodass sich ein maximaler Tsai-Wu Wert von 0,92 ergibt und damit einem Deckschichtenversagen sehr nahekommt. Geht man von einer einschreitenden Ablösung der Klebeverbindung aus, die in der Studie [5] beobachtet wurde, resultiert ein Fehlerindex von 2,95.



Tabelle 7.8: Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagens

Modell	$U_{z,max}$ [mm]	max. Tsai-Wu Wert
1	-1,54	0,31
2	-1,61	0,37
3	-2,41	0,87
4	-2,98	0,92
5	-3,50	2,95

Die Verformungszustände im Bereich der Verzäpfung sind in der Abbildung 7.29 dargestellt. Durch die geringere Steifigkeit verformt sich der Kern zunehmend. Durch Berücksichtigung des Kernversagens kann annähernd ein globales Versagen der Struktur mit dem hybriden Modell abgebildet werden.

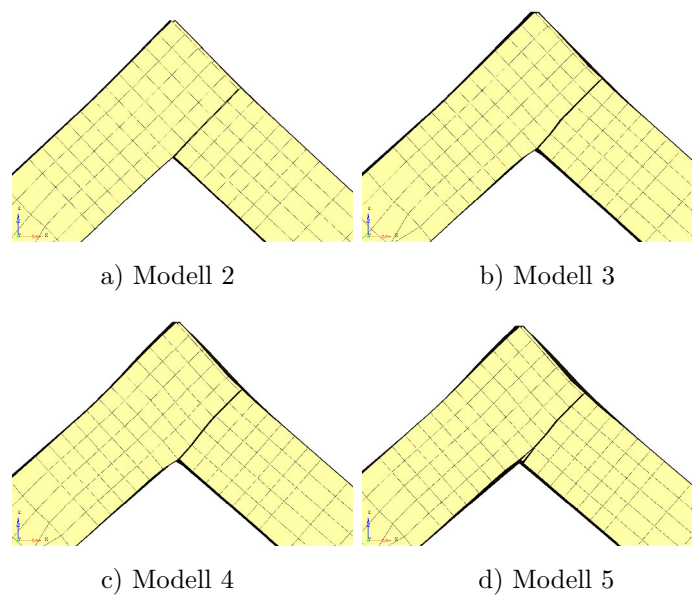


Abbildung 7.29: Verformung durch Kernversagen und Ablösung der Klebeverbindung

### 3D-Modell

Trotz des zusätzlichen Aufwandes durch die Ausmodellierung der Deckschichten bleiben die Verschiebungen nahezu unverändert (Siehe Tabelle 7.7). Beim feinvernetzten Modell betragen diese -1,57 mm und weichen damit nur um 0,02 mm vom hybriden Modell ab.

Die Spannungsverläufe  $\sigma_1$  weisen in lokaler x-Richtung als auch in Dickenrichtung deutliche Sprünge auf (Siehe Abbildungen 7.30), was den ungünstigen Elementkantenverhältnisse geschuldet ist. Zudem wird keine Konvergenz bei den Spannungen erreicht, sodass eine

eindeutige Bestimmung der maximalen Spannung in der Deckschicht mit dem 3D-Modell nicht möglich ist. Zudem erweist sich die Versagensanalyse bei Volumenelementen als zu umständlich, sodass auf die Auswertung des Tsai-Wu Kriteriums verzichtet werden muss.

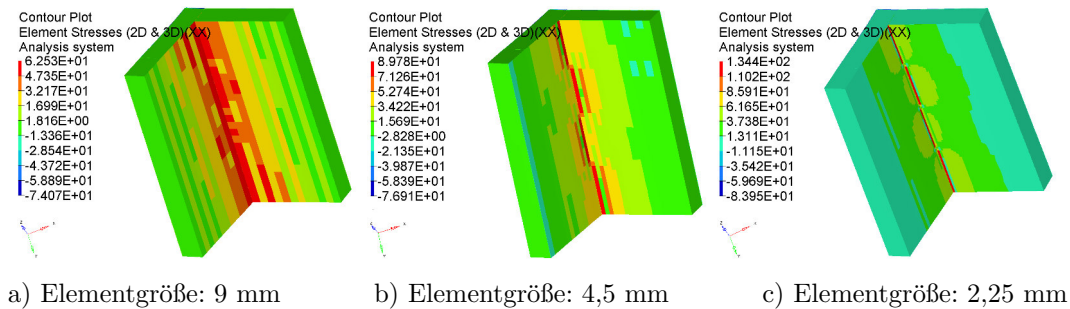


Abbildung 7.30: Normalspannungen  $\sigma_1$  des 3D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

Die restlichen Spannungskomponenten in den Deckschichten sind erwartungsgemäß gering und nehmen damit keinen Einfluss auf das Versagen der Deckschichten (Siehe Abbildungen 7.31).

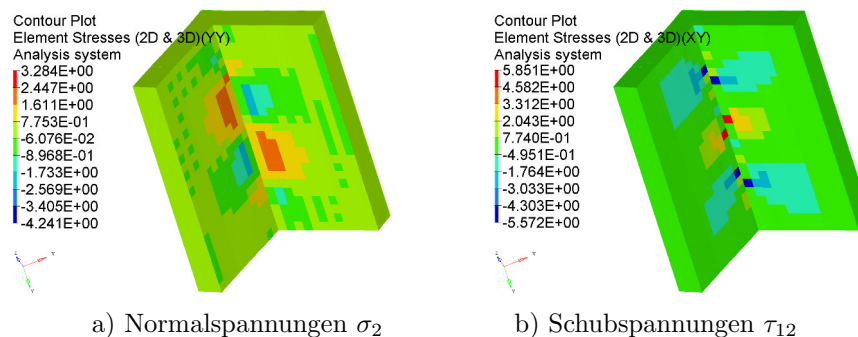


Abbildung 7.31: Normalspannungen  $\sigma_2$  und Schubspannungen  $\tau_{12}$  des 3D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

Die 3D-Modelle bestätigen damit die Erkenntnisse, die bei den hybriden Modellen gewonnen wurden. Dem Deckschichtenversagen müssen weitere Versagensmechanismen vorausgehen, welche die Steifigkeit des Verbundes herabsetzen. Die Abbildungen 7.32 zeigen, dass hiernach der Kern auf Festigkeit versagen müsste.

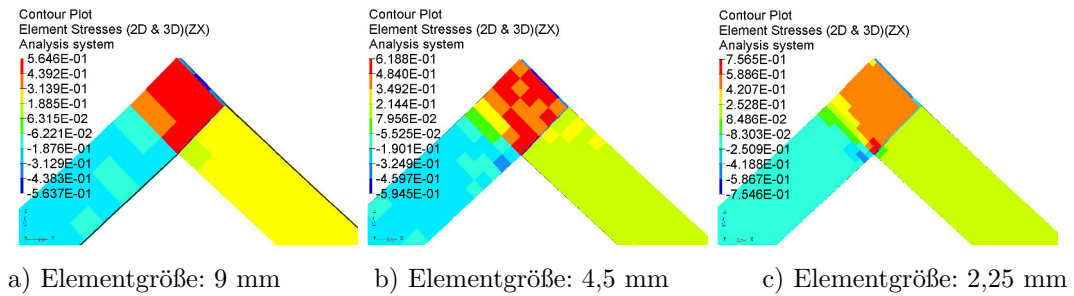


Abbildung 7.32: Schubspannungen  $\tau_{13}$  des 3D-Modells beim Biegeversuch der Eckverbindung

Damit liefert der zunehmende Aufwand keinen weiteren Nutzen, sodass an der Stelle wieder die hybride Modellbildung wegen des geringeren Berechnungs- und Modellierungsaufwandes zu bevorzugen ist.

## 7.3 Auszugversuch der T-Stoßverbindung

### 7.3.1 Modellaufbau

#### Geometrierstellung und Modellvernetzung

Die Probengeometrien basieren auf den Abmessungen aus Abbildung 4.9. Die Wahl der Elemente erfolgt analog zu den vorigen Versuchen. Die Abbildungen 7.33 zeigen die erzeugten FE-Netze des Schalenmodells, die sich in der Diskretisierung voneinander unterscheiden. Das Schalenmodell der unteren Platte beschreibt dabei die Unterseite des Sandwichverbundes. Das Schalenmodell der vertikalen Platte entspricht der Sandwichmittelebene.

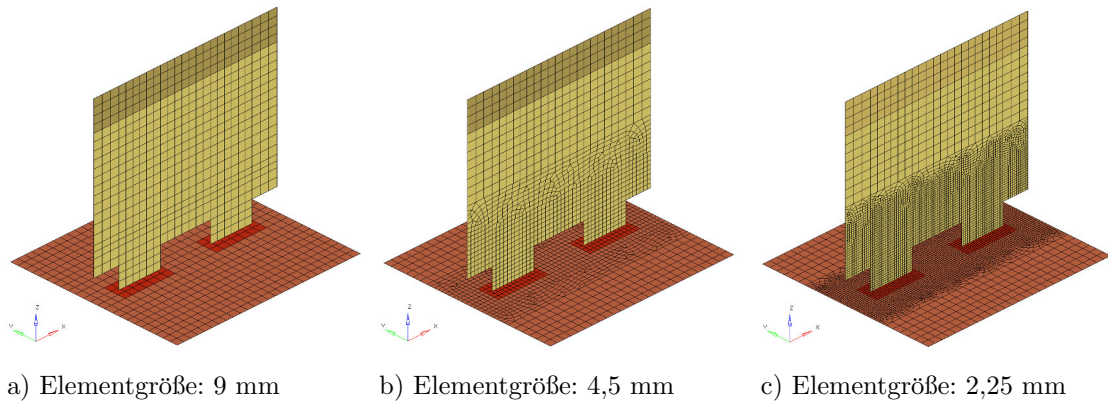


Abbildung 7.33: Vernetzung der 2D-Modelle beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

In den Abbildungen 7.34 ist die Vernetzung des vollständigen Volumenmodells dargestellt, wobei die Elementanzahl über die Deckschichtdicke kontinuierlich auf drei Elemente begrenzt ist.

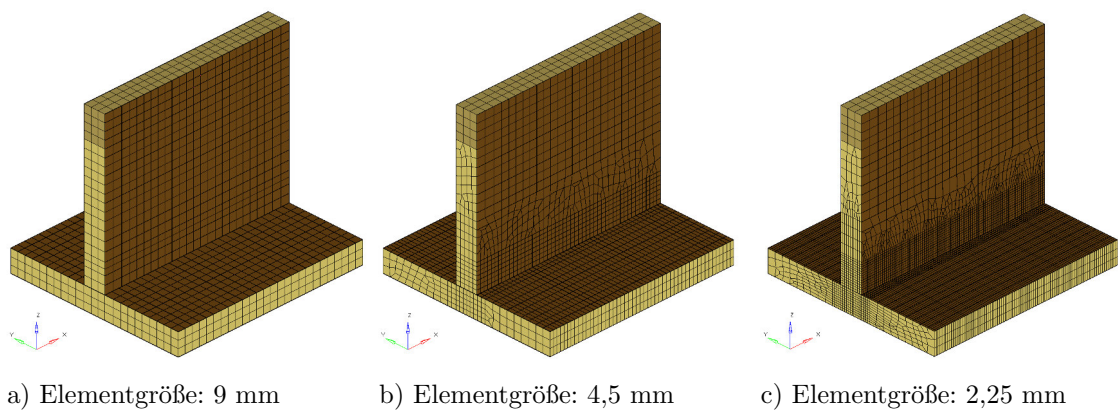


Abbildung 7.34: Vernetzung der 3D-Modelle beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

In der folgenden Tabelle ist die Freiheitsgradanzahl für jedes Modellierungsprinzip in Abhängigkeit der Elementgröße zusammengefasst (Siehe Tabelle 7.9).

Tabelle 7.9: Anzahl der Freiheitsgrade beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

Elementgröße	2D-Modell	Hybridmodell	3D-Modell
9 mm	6881	29178	37860
4,5 mm	14131	61098	84914
2,25 mm	44204	248748	304623

### Definition der Randbedingungen

Der Lastfall des Auszugversuchs bewirkt, dass die Bewegung der unteren Platte der Sandwichverbindung durch die Versuchsvorrichtung in z-Richtung unterbunden wird. Daher wird an der Oberseite dieser Platte diejenigen Knoten mit Randbedingungen versehen, die mit der Versuchsvorrichtung in Kontakt stehen (Siehe Abbildung 7.35). Hierzu werden die translatorischen Freiheitsgrade in z-Richtung gesperrt ( $U_3=0$ ). Alle weiteren Knoten können als frei beweglich angenommen werden.

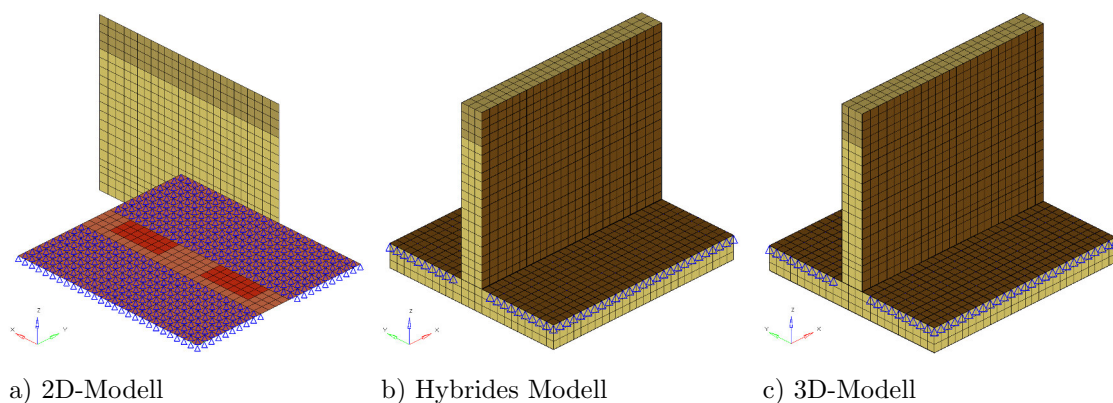


Abbildung 7.35: Randbedingungen beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

### Definition der Lasten

Die Last wird vereinfacht über eine RBE2-Spinne in die Struktur eingeleitet (Siehe Abbildung 7.36). Das Vorgehen dabei entspricht dem Auszugversuch der Eckverbindung aus Kapitel 7.1. Auf den unabhängigen Knoten der Starrkörperelemente wird die Belastung in Höhe von 5011 N aufgebracht, die entlang der z-Achse positiv gerichtet ist.

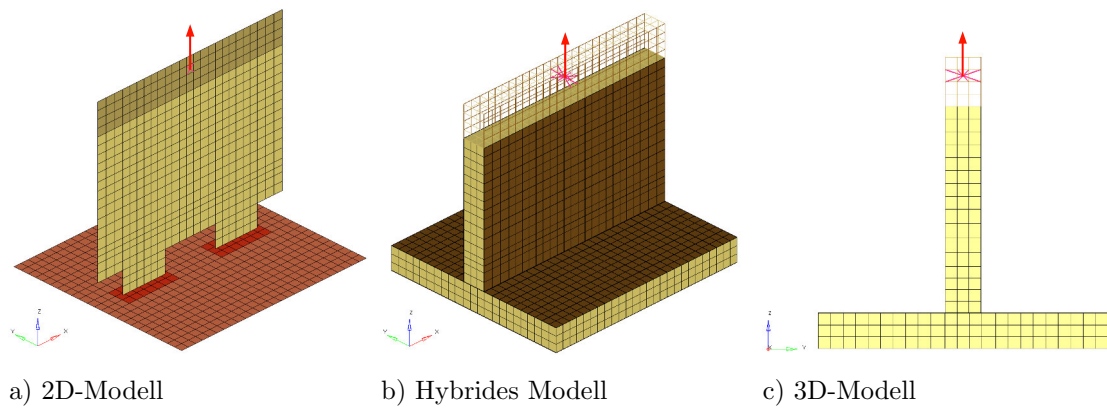


Abbildung 7.36: Lastdefinition beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

### Definition von Kopplungen

Die Klebeverbindung der Verzapfung wird über zwei bzw. drei Kontaktgruppen mittels der Tie-Bedingung definiert. Die Elementzuweisung der dafür benötigten Kontaktflächen ist in den Abbildungen 7.37 und 7.38 veranschaulicht.

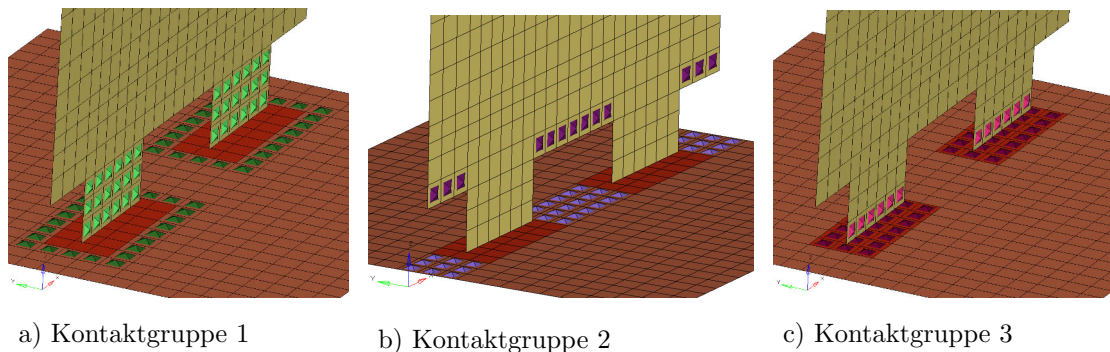


Abbildung 7.37: Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 2D-Modells der T-Stoßverbindung

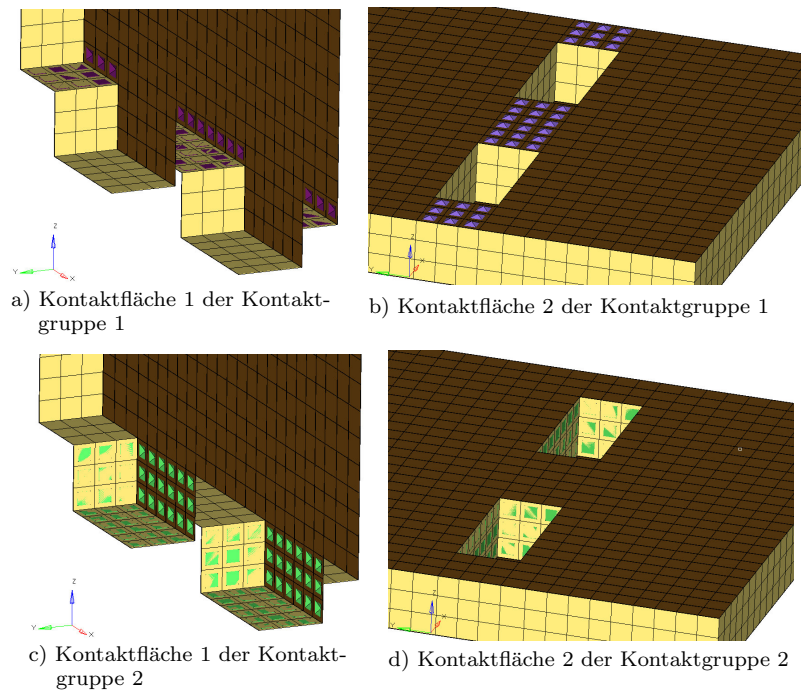


Abbildung 7.38: Zuweisung der Kontaktflächen für die Tie-Verbindungen des 3D-Modells der T-Stoßverbindung

### 7.3.2 Ergebnisdarstellung und Auswertung

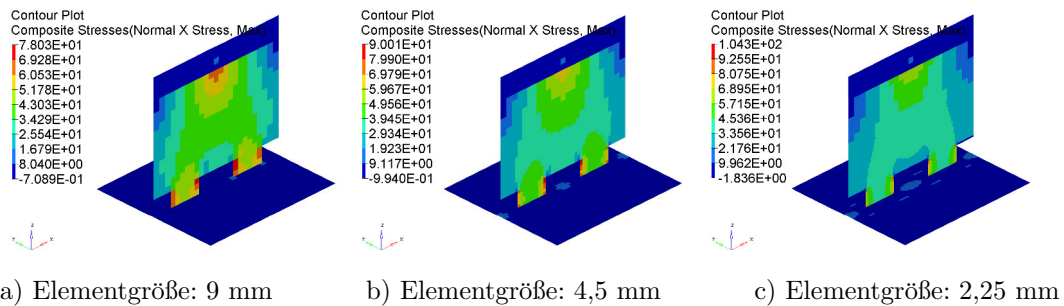
#### 2D-Modell

Aus der Tabelle 7.10 geht hervor, dass die maximalen Verschiebungen  $U_{z,max}$  der 2D-Modelle noch nicht voll auskonvergiert sind, sich aber allmählich annähern. Beim feinvernetzten Modell beträgt diese 0,46 mm. Die Verschiebungen des 2D-Modells fallen durchgehend geringer aus, als bei den anderen Modellierungsvarianten. Das hängt damit zusammen, dass bei den hybriden und 3D-Modellen die Möglichkeit besteht, die Randbedingungen nur auf der Oberseite des Verbundes aufzubringen. Beim Schalenelement wird hingegen gleichzeitig die Bewegung der Unterseite unterdrückt, sodass die Verschiebungen ein wenig geringer ausfallen. Dennoch ergibt sich für das feinvernetzte Schalenmodell ein vergleichbares Verformungsverhalten zu den detaillierteren Modellen.

Tabelle 7.10: Verschiebungen  $U_{z,max}$  beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

Elementgröße [mm]	2D-Modell	Hybrides Modell	3D-Modell
9	0,33	0,51	0,49
4,5	0,42	0,52	0,52
2,25	0,46	0,51	0,52

Aufgrund der Singularitäten wird abermals keine Konvergenz in den Spannungen erzielt. Diese erreichen bei weitem nicht die Versagensspannung von 123,49 MPa. Zum Vergleich betragen die singulären Spannungen beim feinvernetzten Modell erst 104,2 MPa (Siehe Abbildung 7.39c).

Abbildung 7.39: Normalspannungen  $\sigma_{1,max}$  des 2D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

Hieraus ergibt sich folglich ein Fehlerindex von unter 0,82 (Siehe Abbildung 7.40c), sodass auch für diesen Lastfall zunächst andere Versagensmechanismen gemäß den Ergebnissen in Erscheinung treten müssen.

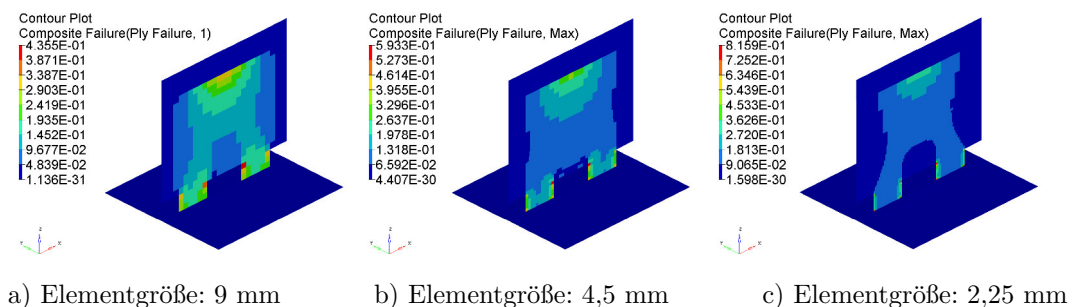


Abbildung 7.40: maximaler Festigkeitswert nach Tsai-Wu des 2D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

Die Betrachtung der Schubspannungen  $\tau_{13}$  führt wieder zu dem Schluss, dass zunächst der



Kern den Belastungen nachgibt. Die Festigkeitswerte sind bereits deutlich überschritten und betragen maximal 0,59 MPa (Siehe Abbildung 7.41).

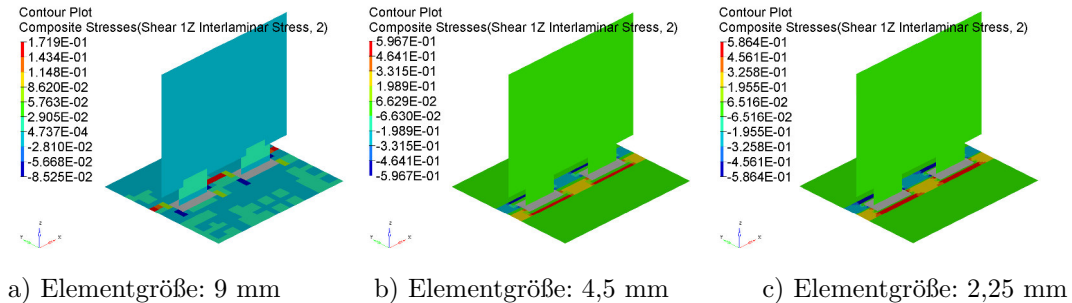


Abbildung 7.41: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des 2D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

### Hybrides Modell

Der hybride Modellierungsansatz bestätigt die Ergebnisse des Schalenmodells, dass die Versagensspannungen in den Deckschichten nicht ansatzweise erreicht werden. Diese betragen gemäß der Abbildung 7.55c) bis zu 67 MPa.

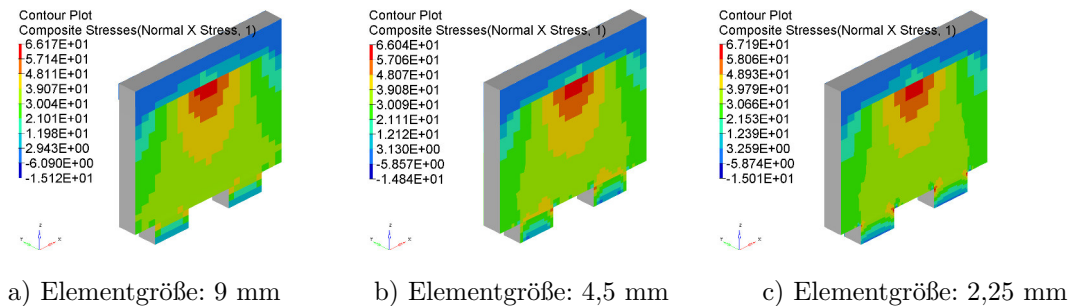


Abbildung 7.42: Normalspannungen  $\sigma_1$  in den Deckschichten des hybriden Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

Entsprechend gering fällt der Tsai-Wu Wert in Höhe von etwa 0,32 aus (Siehe Abbildung 7.43). Die Schubspannungen im Kern zeigen wiederum, dass der Kern übermäßig beansprucht wird, sodass die zulässigen Spannungen von 0,35 MPa deutlich überschritten sind (Siehe Abbildung 7.44).

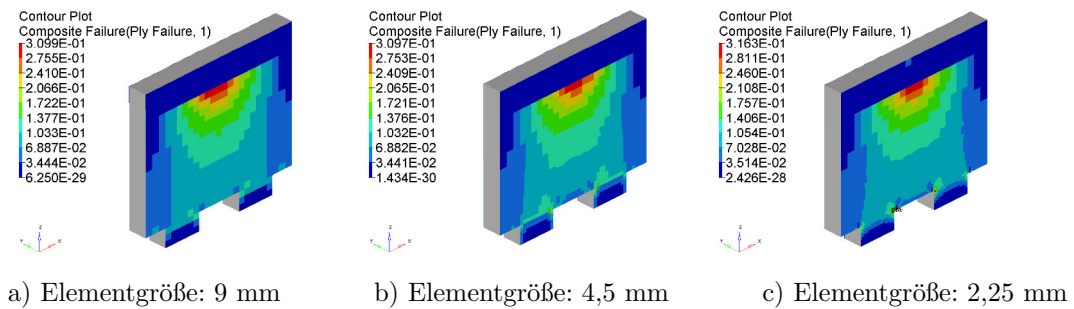


Abbildung 7.43: Festigkeitswert nach Tsai-Wu in den Deckschichten des hybriden Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

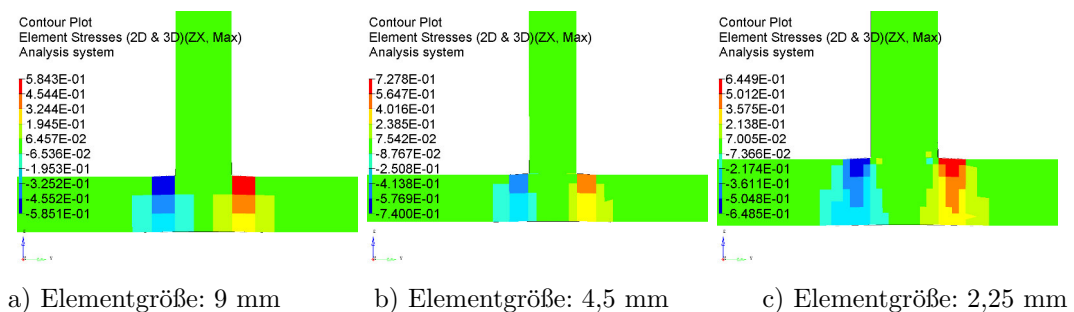


Abbildung 7.44: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des hybriden Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

Daher wird die Steifigkeit des Kerns den Ergebnissen entsprechend stets angepasst. Die daraus resultierenden Verschiebung sowie der Fehlerindex sind in der Tabelle 7.10 dokumentiert. Das Modell 1 berücksichtigt zunächst keine Steifigkeitsminderung des Kerns. Dabei wird eine maximale Verschiebung von 0,52 mm und ein Tsai-Wu Wert von 0,16 erreicht. Anschließend wird der Bereich mit einer reduzierten Kernsteifigkeit von Modell 2 bis zum Modell 4 kontinuierlich angepasst, sodass eine Verformung  $U_{z,max}$  von 1,58 mm resultiert, bei der ein Fehlerindex von 0,22 hervorgeht. Die zunehmende Verformung des Kerns ist in den Abbildungen 7.45 dargestellt. Die Spannungen steigen nur unwesentlich, sodass dieser Versagensprozess weiter fortgeführt werden müsste. Des Weiteren können auch noch weitere Effekt eine Rolle spielen, wie beispielsweise eine Ablösung der Klebeverbindung, welche das Tragverhalten maßgeblich beeinflussen. Der genau Versagensfortschritt geht jedoch aufgrund der fehlenden Informationen aus den experimentellen Versuchen nicht hervor, weswegen es an dieser Stelle nicht zielführend und zu aufwändig wäre, diesen Hergang manuell herbeizuführen. Daher soll nur noch der Einfluss der Ablösung der Klebeschicht exemplarisch aufgezeigt werden, die im Modell 5 simuliert wird, wodurch der Fehlerindex immerhin auf einen Wert von 0,34 steigt.

Tabelle 7.11: Auswirkungen des Kernschub- und Klebeschichtversagens

Modell	$U_{z,max}$ [mm]	max. Tsai-Wu Wert
1	0,52	0,16
2	0,78	0,19
3	0,88	0,20
4	1,58	0,22
5	1,77	0,34

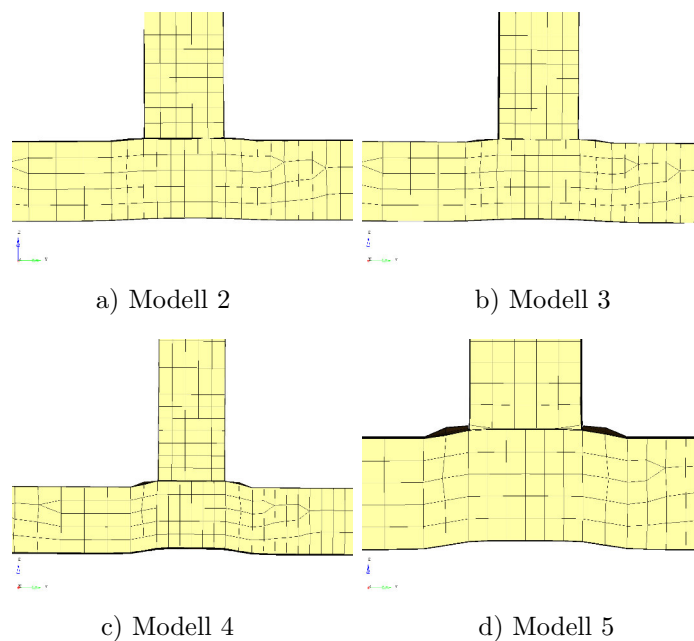


Abbildung 7.45: Verformung durch Kernversagen und Ablösung der Klebeverbindung

### 3D-Modell

Beim 3D-Modell betragen die maximalen Normalspannungen im Bereich der Verzäpfung in etwa 59 MPa und sind damit fast identisch zum hybriden Modell (Siehe Abbildung 7.45). Bei den maximalen Spannungen ergeben sich ebenfalls nur geringe Abweichungen. Die Schubspannungen im Kern stimmen mit den Ergebnissen des hybriden Modells bei den feinvernetzten Modellen weitestgehend überein, sodass prinzipiell die gleichen Erkenntnisse mit dem weniger aufwendigem hybriden Modell gezogen werden können, die mit dem 3D-Modell möglich sind.

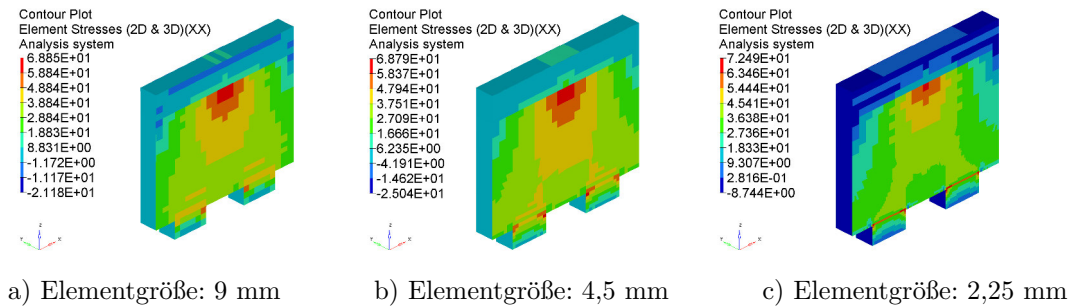


Abbildung 7.46: Normalspannungen  $\sigma_1$  des 3D-Modells beim Auszugversuch der T-Stoßverbindung

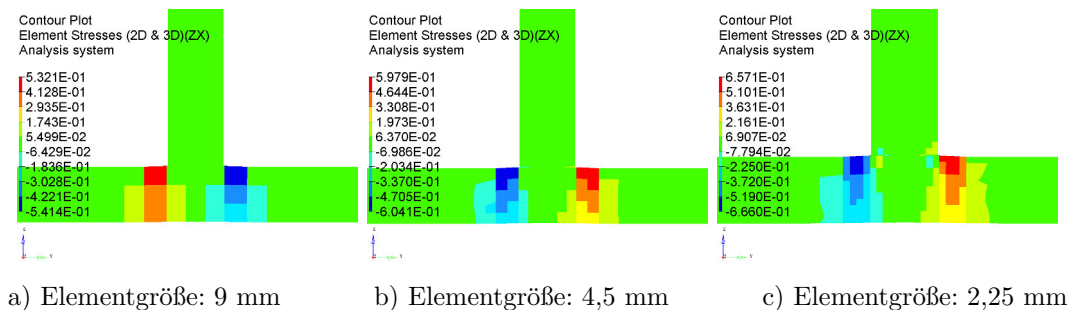


Abbildung 7.47: Schubspannungen  $\tau_{13}$  des 3D-Modells beim Auszugversuch der T-Verbindung

## 7.4 Biegeversuch der T-Stoßverbindung

### 7.4.1 Modellaufbau

#### Geometrierstellung und Modellvernetzung

Da die Abmessungen der Proben des Biegeversuches identisch mit denen aus dem Auszugversuch sind, werden die FE-Vernetzungen des Auszugversuches aus Kapitel 7.3 für diesen Lastfall übernommen.

#### Definition der Randbedingungen

Die aufgebrachten Randbedingungen sind in den Abbildungen 7.48 dargestellt. Da die Kraftbelastung in  $y$ -Richtung wirkt, muss die Sperrung der gleichgerichteten translatorischen Freiheitsgrade erfolgen ( $U_2=0$ ), um ein Starrkörperbewegung der Struktur zu verhindern. Die Struktur erfährt durch den Belastungszustand eine Biegebeanspruchung, sodass zusätzlich die translatorischen Freiheitsgrade in  $z$ -Richtung an den entsprechenden Stellen

unterdrückt werden ( $U_3=0$ ), um die Bewegungseinschränkung zu simulieren, welche durch die Versuchsvorrichtung bewirkt wird.

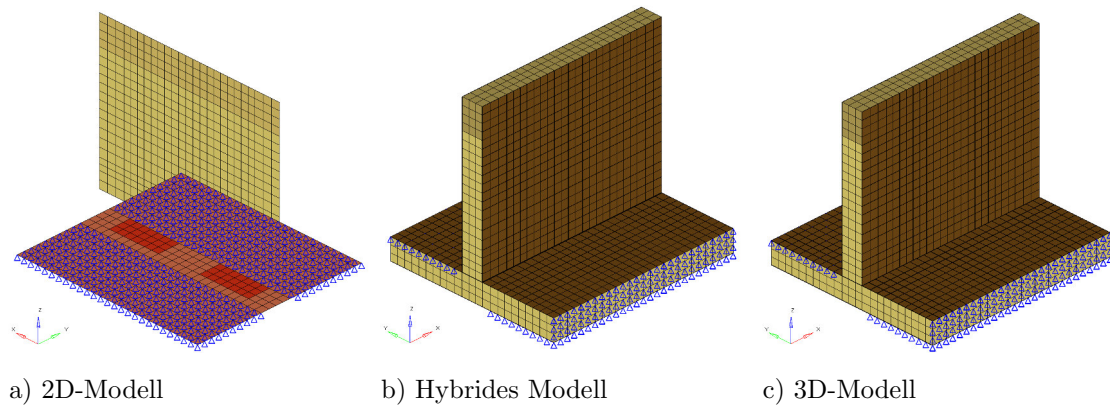


Abbildung 7.48: Randbedingungen beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

### Definition der Lasten

Das Prinzip der Lasteinleitung bleibt bestehen. Diese wird über die gleichen RBE2-Elemente in die Struktur eingeleitet, die für den Auszugversuch erzeugt wurden. Jedoch wird die Höhe und Orientierung der Kraftbelastung dem Lastfall entsprechend angepasst. Dabei wird die Last mit einem Betrag von ca. 618 N in negativer y-Richtung definiert (Siehe Abbildung 7.49).

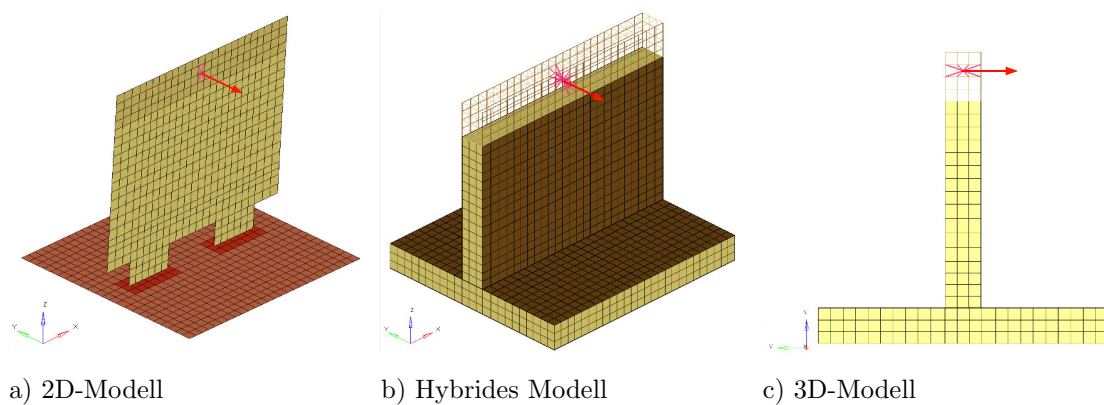


Abbildung 7.49: Lastdefinition beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

## Definition von Kopplungen

Die Erstellung der Klebeverbindung der Verzapfung kann aus der Beschreibung des Auszugversuches in Kapitel 7.3 entnommen werden.

### 7.4.2 Ergebnisdarstellung und Auswertung

Im Folgenden sind die Ergebnisse aus dem Biegeversuch der T-Stoßverbindung dargestellt, die sich im Wesentlichen mit den Erkenntnissen aus den vorherigen Versuchen decken. Speziell bei den 2D-Modellen kann trotz Netzverfeinerung keine Konvergenz in den Verschiebungen erreicht werden (Tabelle 7.12). Bei einer Elementgröße von 2,25 mm liegt diese mit -5,62 mm deutlich über der maximalen Verschiebung des Hybrid- und 3D-Modells.

Tabelle 7.12: Verschiebungen  $U_{y,max}$  beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

Elementgröße [mm]	2D-Modell	Hybrides Modell	3D-Modell
9	-3,24	-4,42	4,40
4,5	-4,98	-4,79	-4,63
2,25	-5,62	-5,08	-4,72

Die Auswertung der lokalen Spannungen an den Ecken ist bei den Schalenelementen wiederum schwierig. Die zulässige Normalspannung  $\sigma_{1,zul}$  von 123,49 MPa ist ab einer Elementgröße von 4,5 mm bereits deutlich überschritten (Siehe Abbildung 7.50 und 7.51), sodass ein Tsai-Wu-Wert von über 1,0 resultiert, der längst ein Versagen vorhersagt (Siehe Abbildung 7.52). Allerdings deuten die Schubspannungen wiederholt auf einen Kernschubversagen hin (Siehe Abbildung 7.53), sodass die Schalenmodelle das Versagen zu früh vorhersagen.

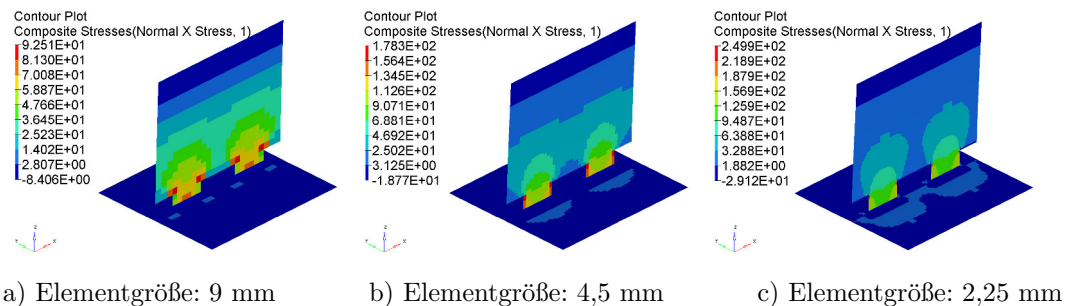


Abbildung 7.50: Normalspannungen  $\sigma_1$  in der zugbeanspruchten Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

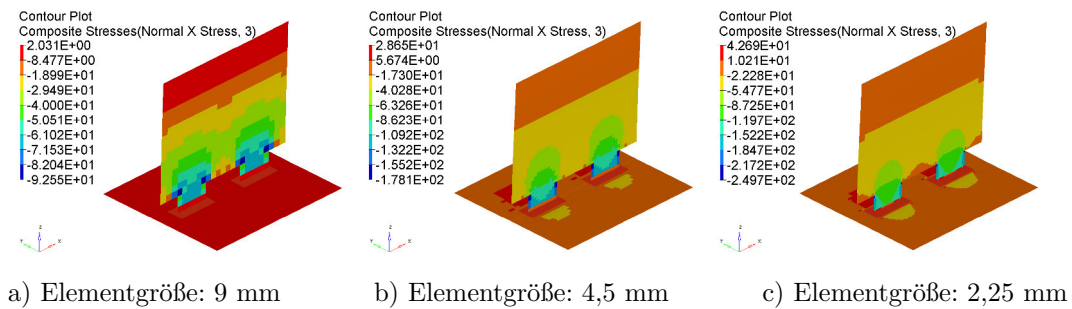


Abbildung 7.51: Normalspannungen  $\sigma_1$  in der druckbeanspruchten Deckschichten des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

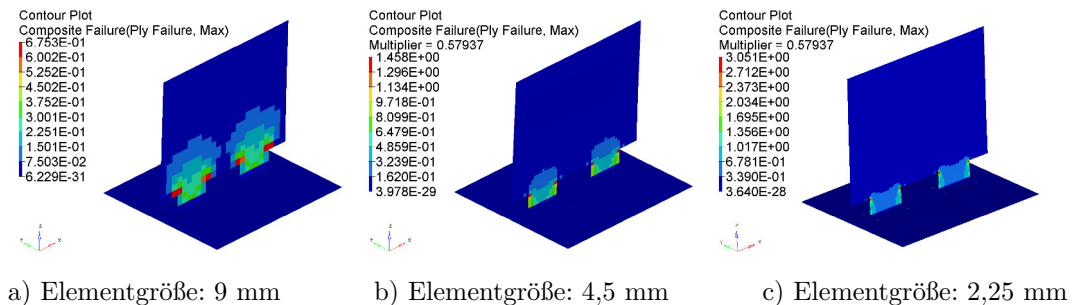


Abbildung 7.52: maximaler Festigkeitswert nach Tsai-Wu des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

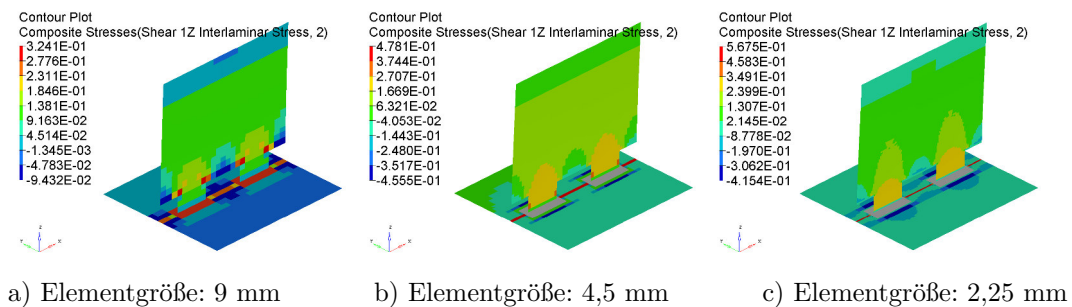


Abbildung 7.53: Schubspannungsverlauf  $\tau_{13}$  im Kern des 2D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

Bei den hybriden Modellen stellt sich hingegen eine realistischeres Verhalten ein, da zuerst der Kern versagt (Siehe Abbildung 7.54), weswegen die Spannungen in den Deckschichten noch keinen Bruch verursachen dürften (Siehe Abbildung 7.55). Beim feinvernetzten Modell beträgt die maximale Zug- bzw. Druckspannung trotz Spannungssingularitäten 112,2 MPa bzw. -110 MPa (Siehe Abbildung 7.55c).

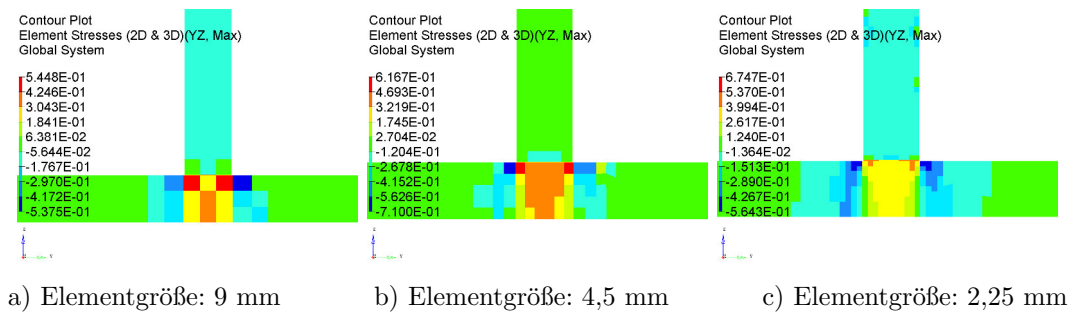


Abbildung 7.54: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des hybriden Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

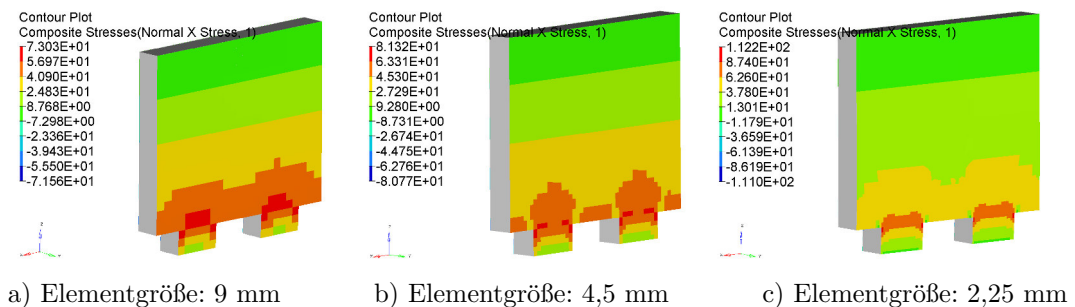


Abbildung 7.55: Normalspannungen  $\sigma_1$  des hybriden Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

Die Interaktion der verschiedenen Spannungskomponenten führt bei dem Modell mit der Elementgröße von 2,25 mm auf einen Tsai-Wu-Wert von 0,91 (Siehe Abbildung 7.56c), sodass die Bruchbedingung nicht erfüllt ist. Folglich müsste zur Abbildung des Versagens der Einfluss des Kernversagens untersucht werden, worauf jedoch an dieser Stelle verzichtet wird, da dies bereits ausgiebig in den Ergebnisauswertungen der anderen Versuche stattfand. Bei diesen wurde durchgehend die gleichen Auswirkungen beobachtet, dass nämlich die Spannungen infolge des Kernschubversagens zunehmend in den Deckschichten ansteigen. Hiervon kann man auch in diesem Versuch ausgehen, sodass letztlich die Festigkeitsgrenze der Deckschicht erreicht wird und ein Gesamtversagen der Sandwichverbindung resultiert.



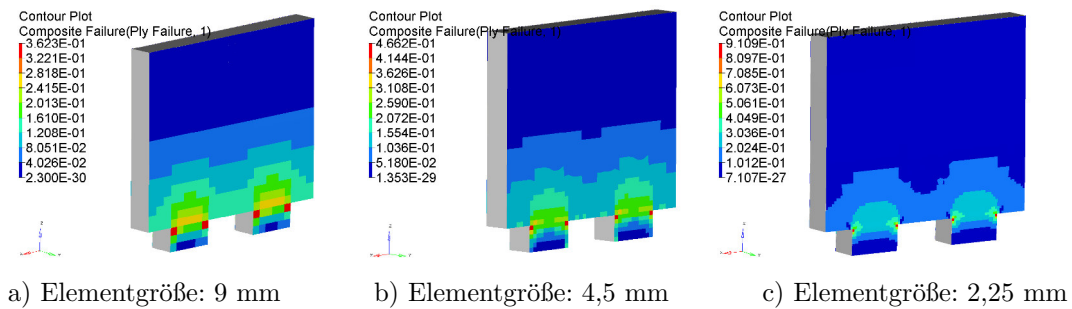


Abbildung 7.56: Festigkeitswert nach Tsai-Wu des hybriden Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

Die Ergebnisse der 3D-Modelle decken sich prinzipiell mit denen der hybriden Modelle, da die Spannungen in den Deckschichten kein Versagen hervorrufen, sofern man von den Spannungssingularitäten absieht (Siehe Abbildung 7.57). Dabei liegen die Spannungen in der Regel unter 100 MPa. Das erste Versagen geht wieder auf ein lokales Versagen des Kerns auf Schub zurück. Dabei überschreiten die Schubspannungen die Festigkeit von 0,35 MPa teils deutlich (Siehe Abbildung 7.58).

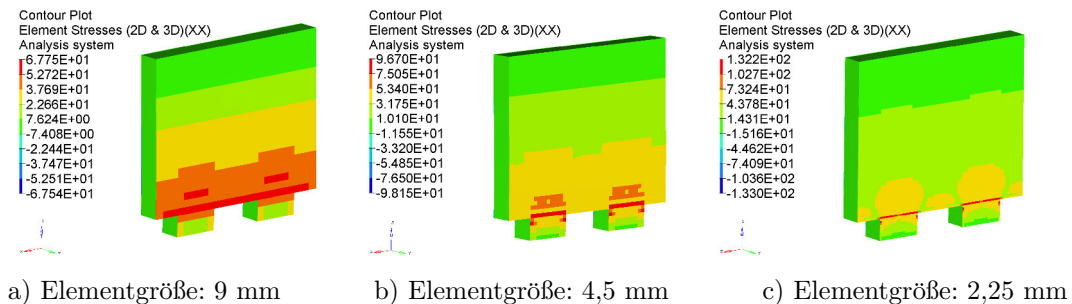


Abbildung 7.57: Normalspannungen  $\sigma_1$  des 3D-Modells beim Biegeversuch der T-Verbindung

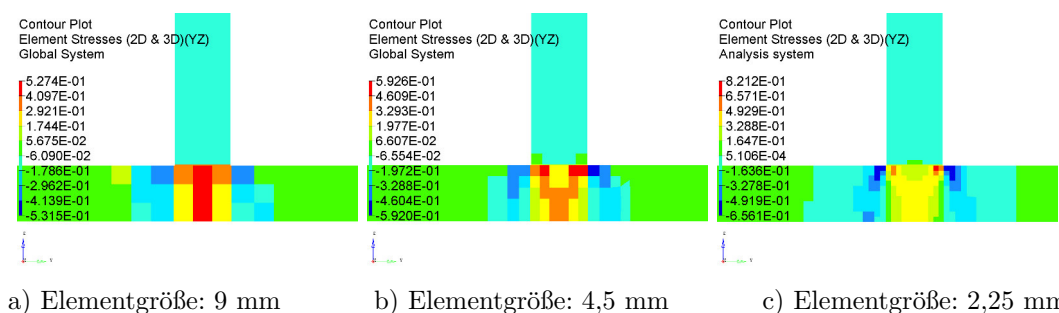


Abbildung 7.58: Schubspannungen  $\tau_{13}$  im Kern des 3D-Modells beim Biegeversuch der T-Stoßverbindung

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Aufgabe dieser Arbeit bestand darin, Zapfenverbindungen von Sandwichstrukturen mittels der Finite-Elemente-Methode zu untersuchen. Dazu sollten unterschiedliche Modellierungsansätze zur Anwendung kommen, die sich im Detailgrad voneinander unterscheiden und hinsichtlich der Versagensvorhersage bewertet werden sollten. Hierfür stand zunächst die Validierung des Materialmodells anhand einfacher Versuche im Vordergrund, welches im Anschluss für die wesentlich komplexeren Versuche bei den Sandwichverbindungen genutzt wurde.

Aus den Ergebnissen geht hervor, dass die Vorhersage des Versagens bei den Sandwichverzapfungen mit keiner Modellierungsmethode möglich war, da die verwendeten Materialmodelle offenbar entscheidende Versagensmechanismen nicht abbilden und sich damit für die Problemstellung nicht eignen. Bei welchen Versagensmechanismen es sich dabei handelt, geht aus den zugrundeliegenden Versuchsdaten nicht hervor, jedoch konnte bei der Studie [5] beobachtet werden, dass ein Schubversagen des Kerns und ein Versagen der Klebeverbindung bei den Eckverbindungen in Erscheinung tritt. Bei den numerischen Untersuchungen resultieren Spannungen in den Deckschichten, die weit unterhalb der Versagensspannungen liegen. Jedoch konnte ein Kernversagen mit allen Modellierungsprinzipien anhand der resultierenden Schubspannungen nachgewiesen werden. Daher wurde dahingehend der Einfluss durch Steifigkeitsminderung bei den hybriden Modellen simuliert, bei denen eine Unterscheidung der Elemente in Dickenrichtung möglich ist, wo die Schalenelemente ihren Nachteil haben. Daraus folgte, dass die Spannungen sich infolgedessen zunehmend in den Deckschichten erhöhen, sodass dieses transversale Versagen unbedingt im Materialmodell berücksichtigt werden muss. Die hybriden Modelle sowie die 3D-Modelle bieten durch den dreidimensionalen Kern dafür die Voraussetzung. Des Weiteren kommt ein Versagen der Klebeverbindung als weiterer Versagensmodus in Frage. Dabei konnte prinzipiell nachgewiesen werden, dass auch der Beginn eines Klebeversagens die Spannungen in den Deckschichten erhöht. Daher muss das verwendete Materialmodell grundsätzlich in Frage gestellt werden, da die experimentellen Versuche keine Informationen zum Materialverhalten des Kerns und der Klebeverbindung liefern, sodass dieses nicht berücksichtigt werden konnte. Hierfür müssen wesentlich komplexere nichtlineare Materialmodelle zum Einsatz

kommen, die ein Versagen des Kerns und der Klebeverbindung durch geeignete Versagensparameter und Materialkurven erfassen, um das reale Versagensverhalten von Sandwichverzapfungen in angemessener Form wiederzugeben, worauf im Ausblick näher eingegangen wird. Da mehrere Versagensmechanismen aufeinander folgen, ist die Durchführung einer linearen Analyse somit nicht zweckmäßig. Außerdem konnten bei den Verformungen im Schubrahmenversuch große Abweichungen zu den experimentellen Ergebnissen beobachtet werden, was mit einem nichtlinearen Werkstoffverhalten zusammenhängen kann. Allerdings ist eine genauere Untersuchung der Ursache nicht möglich, da diesbezüglich nicht genügend Informationen aus den experimentellen Durchführungen hervorgehen.

Die 2D-Modelle haben gezeigt, dass diese beim vergleichsweise einfachen Vier-Punkt-Biegeversuch und Schubrahmentest in etwa die gleichen Ergebnisse liefern, wie die detaillierteren Modelle. Sofern nur globale Effekte von Bedeutung sind und keine lokalen bzw. transversalen Mechanismen auftreten, genügen die Schalenelemente den Anforderungen und können die Versagensspannungen in guter Näherung abbilden. Als problematisch hat sich beim Schalenmodell die präzise Verbindung der Zapfen erwiesen, die teilweise zu unrealistisch hohen Spannungen geführt hat und dadurch zu großen Abweichungen zu den detaillierteren Modellen führte. Bei komplizierteren Anwendungen mit teils sehr lokalen und transversalen Effekten, wie bei den Sandwichverzapfungen, ist die Detailebene der Modellierung basierend auf dem hybriden Modell sowie dem 3D-Modell für eine genaue Abbildung des komplexen Strukturverhaltens und damit des Versagens unerlässlich. Die Ergebnisse haben gezeigt, dass sich die hybriden Modelle im Vergleich zu den 3D-Modellen für die Modellierung von Sandwichverbindungen besser eignen, da diese im Stande sind, in etwa die gleichen, wenn nicht sogar bessere Ergebnisse zu liefern. Da es sich bei den Deckschichten um dünnwandige Strukturen handelt, ist die Verwendung von Schalenelementen zu bevorzugen, da diese weniger Modellierungs- und Rechenaufwand erfordern. Die Ergebnisauswertung der 3D-Modelle hat gezeigt, dass die ungünstigen Elementkantenverhältnisse zu unrealistischen Spannungsverläufen führen können. Überdies haben die 3D-Modelle den Nachteil, dass diese bei einer Linienlast anfällig auf Spannungssingularitäten sind, sodass die Spannungsauswertung zusätzlich erschwert wird.

Insgesamt hinterlässt die experimentelle Versuchsauswertung zu viele offene Fragen, die eine detaillierte Untersuchung der numerischen Modelle nicht ermöglicht. Für weiterführende Untersuchungen müssten daher die Modelle hinsichtlich des Materials und des Kontaktes optimiert werden, da die numerischen Modelle bei Weitem nicht die Komplexität des mechanischen Verhaltens erfassen, welches bei den Zapfenverbindungen vorherrscht. Dazu müssten aus den experimentellen Versuchen erst die mechanischen Effekte im Detail identifiziert werden, um damit auch die Anforderung an die numerischen Modelle besser definieren zu können. Das Vorgehen könnte das Aufnehmen von Last-Verschiebungskurven

beinhalten, um daraus die auftretenden Versagensmechanismen festzustellen. Zusätzlich könnten die Versuchsdurchführungen nach jedem Steifigkeitsabfall abgebrochen werden, um die Proben aufzuschneiden, sodass der gegenwärtige Versagensmodus sowie der betroffene Bereich eindeutig lokalisiert werden kann.

Zum Aufbau eines zuverlässigen numerischen Modells mit hoher Komplexität bietet sich die Methode des "Building Block Approach" an. Diese setzt einen schrittweisen Aufbau von Teilmodellen voraus, die fortwährend validiert werden. Die Modellentwicklung erfolgt über mehrere Untersuchungsebenen, die sich an den mechanischen Effekten orientieren und zunehmend in der Komplexität gesteigert werden. Als Grundlage dienen die entsprechenden experimentellen Versuche, mit denen das Materialverhalten charakterisiert werden kann. Zunächst sollten die Materialmodelle der einzelnen Konstituenten des Sandwichverbundes durch den Abgleich mit experimentellen Ergebnissen untersucht werden. Hierfür sind mehrere Versuche notwendig, um alle benötigten Parameter zu berücksichtigen. Für die Honigwabenkerne müssen zumindest diejenigen Versuche durchgeführt werden, welche die transversalen Versagensmechanismen erfassen. Dazu eignen sich Druckversuche (z.B. nach ASTM C 365 oder DIN 53291) sowie Schubversuche in Längs- und Querrichtung (z.B. nach ASTM C 273 oder DIN 53294) [6, 21]. Das Materialmodell kann dann unter Verwendung der daraus resultierenden Spannungs-Dehnungskurven aufgebaut werden. Das nichtlineare Materialverhalten setzt folglich eine nichtlineare Analyse voraus. Des Weiteren müsste der Klebeverbindung mehr Beachtung geschenkt werden, sofern diese als ein wesentlicher Versagensmechanismus bei den experimentellen Versuchen identifiziert wird. Dabei sind Kontaktformulierungen mit geeigneten Versagensparametern denkbar, die aus realen Versuchen gewonnen werden können. Auf diesen Ergebnissen basierend können dann die numerischen Modelle eines Sandwichverbundes aufgebaut werden, um das Zusammenspiel der einzelnen Konstituenten zu analysieren und anhand realer Versuche zu validieren. Auf dieser Grundlage kann schließlich eine Untersuchung der Sandwichverzäpfungen als Zielstruktur stattfinden. Überdies ist die Untersuchung von den Sandwichverzäpfungen bei Gesamtstrukturen als weiterführende Untersuchungsebene denkbar. Das Verfahren hat noch den Vorteil, dass der Aufbau und die Validierung der Teilmodelle schrittweise erfolgt, sodass die Möglichkeiten bzw. Grenzen der unterschiedlichen Modellierungsmethoden gezielter ausfindig gemacht werden können.

Als alternativer Modellierungsansatz bietet sich noch ein Modellaufbau auf der Mesoebene an, um den Einfluss weiterer Effekte zu untersuchen, der mit den verwendeten Methoden nicht möglich ist, darunter das lokale Zellwandbeulen. Möglicherweise können dadurch weitere Erkenntnisse bei Abweichungen der numerischen und experimentellen Ergebnisse gewonnen werden, die mit den verwendeten Modellierungsansätzen nicht zu erklären sind, sodass die Modellierungsansätze von neuem bewertet werden müssten.

# Literaturverzeichnis

- [1] ZENKERT, D.: The Handbook of Sandwich Construction, 1997
- [2] MOURITZ, A.: Introduction to Aerospace Materials, 2012
- [3] SEIBEL, Michael; FLÜH, Hans J.: Skript zur Lehrveranstaltung Strukturkonstruktion, Eine Vorlesung zur Gestaltung und Auslegung von Flugzeugzellen, 2012
- [4] Honeycomb sandwich design technology, Hexcel Composites, Duxford 2000
- [5] HEIMBS, S.; PEIN, M.: Failure behaviour of honeycomb sandwich corner joints and inserts, 2009
- [6] SEEMANN, R.; KRAUSE, D.: Entwicklung von virtuellen Testverfahren für Sandwichstrukturen, 2014
- [7] BITZER, T.: Honeycomb Technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing, 1997
- [8] HUBER, U.: Skript zur Lehrveranstaltung Entwurf und Dimensionierung von Sandwichstrukturen, 2015
- [9] NAST, E.: Skript zur Lehrveranstaltung Faserverbundtechnologie, 2014
- [10] FUNKE, H.: Systematische Entwicklung von Ultra-Leichtbaukonstruktionen in Faserverbund-Wabensandwichbauweise am Beispiel eines Kleinflugzeuges, 2001
- [11] GARDZIELLA, A.; PILATO, L.; KNOP, A.: Phenolic resins, 2000
- [12] HUNTER, J.; FORSDYKE, K.: Phenolic GRP and its recent applications, 1989
- [13] NYDEN, M.; BROWN, J. ; LOMAKIN, S.: Flammability properties of honeycomb composites and phenol-formaldehyde resins. In Fire and polymers II: materials and tests for hazard prevention, 1994
- [14] WILLSON, P.: An update on phenolic resins for use in mass transport, marine, off shore and construction applications. Composites in Fire 3, Centre for Composite Materials Engineering, 2003

- 
- [15] HEIMBS, S.; SCHMEER, S.; MIDDENDORF, P.; MAIER, M.: Strain rate effects in phenolic composites and phenolic-impregnated honeycomb structures, 2007
- [16] BLACK, S.: Advanced materials for aircraft interiors,  
unter: <http://www.compositesworld.com/articles/advanced-materials-for-aircraft-interiors> (abgerufen am 13.11.2016)
- [17] MICHAELI, W.; WEGENER, M.; BEGEMANN, M.: Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe, 1989
- [18] SOBEK, W.; SPETH, M.: Textile Werkstoffe im Bauwesen, 1993
- [19] SCHÜRMAN, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, 2007
- [20] Faserverbundwerkstoffe, Handbuch der Firma RG Faserverbundwerkstoffe, 1999
- [21] HEIMBS, S.; MIDDENDORF, P.; MAIER, M.: Honeycomb Sandwich Material Modeling for Dynamic Simulations of Aircraft Interior Components, 2006
- [22] BITZER, T.: Honeycomb technology, 1997
- [23] Sandwich panel fabrication technology, Brochure LTU 018, Hexcel Composites, Duxford, 1997
- [24] JONES, R.: Mechanics of Composite Materials, 2. Auflage 1999
- [25] MOSER, K.: Faserkunststoffverbund, Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen, 1992
- [26] ALTENBACH, H.; ALTENBACH, J.; KISSING, W.: Mechanics of Composite Structural Elements, 2004
- [27] KIM, W.; REDDY, J.: Novel mixed finite element models for nonlinear analysis of plates, 2010
- [28] FLEMMING, M.; ROTH, S.: Faserverbundbauweisen, Eigenschaften 2003
- [29] BECKER, W.; GROSS, D.: Mechanik elastischer Körper und Strukturen, 2002
- [30] KRÖPLIN, B.; HODAPP, M.; TARDY-TUCH, G.: Skript zur Lehrveranstaltung Diskretisierungsverfahren: Einführung in die Methode der Finiten Elemente, 2002
- [31] WITTEL, F.: Eine kurze Einführung in die Finite Elemente Methode, 2009
- [32] GRÄTSCH, T.: Skript zur Lehrveranstaltung Modellierung mit FEM, 2015

- 
- [33] DEHMEL, W.: Skript zur Lehrveranstaltung: Methode der Finite Elemente (FEM), 2012
- [34] <http://cae-sim-sol.com/de/content/was-ist-der-unterschied-zwischen-rbe2-und-rbe3-elementen> (abgerufen am 22.11.2016)
- [35] OptiStruct 13.0 User Guide
- [36] SEEGER, J.: Static test Evaluation Report for cabin interior standard components, Report-Nr. 31180-02, 2015
- [37] ASTM D7264: flexural properties testing of polymer matrix composite materials, unter [http://www.trl.com/astm\\_d7264\\_flexural\\_properties\\_testing\\_of\\_polymer\\_matrix\\_composite\\_materials](http://www.trl.com/astm_d7264_flexural_properties_testing_of_polymer_matrix_composite_materials) (abgerufen am 22.11.2016)
- [38] GRASSE, F.: An improved method to determine in-plane shear of composite materials, 2014
- [39] WOOST, W.: Static Strength Test Plan for cabin interior standard components, Report-Nr. 31180-01, 2014
- [40] NOOR, A.: Computational models for sandwich panels and shells, Applied Mechanics Reviews, Vol. 49, Nr. 3, pp. 155-199, 1996
- [41] SEEMANN, R.; PLAUMANN, B.; OLTMANN, J.; KRAUSE, D. : FE-Modelling Guidelines for the Dimensioning of Aircraft Cabin Interior under Stationary Dynamic Loads, 2014
- [42] WAGNER, W.: Ein flaches Schalenelement mit anisotropem geschichtetem Aufbau, 2007
- [43] ZINNO, A.; FUSCO, E.; PROTA, A.; MANFREDI, G.: Multiscale approach for the design of composite sandwich structures for train application, 2010
- [44] MIDDENDORF, P.: Composites – Materialmodellierung und Anwendungen im Flugzeugbau, 2004
- [45] KRAUSE, M.: Virtuelles Testen von Inserts in Honigwabensandwichpaneelen, 2014
- [46] SCHULZ, F.: FE-Modellierung des Pull-Out-Testsvon Inserts in Honigwabensandwichplatten, 2016
- [47] ANANTHARAJU, R.: Indentation and impact of sandwich structures, 2014
- [48] BATHE, K.: Finite-Elemente-Methoden, 2002

- 
- [49] A1 and A10 High strength aramid honeycomb, Hexcel, Publication ATU 262d 2007
- [50] AIMS11-01-001, 2009
- [51] OptiStruct 14.0: New Features, unter <http://www.altairhyperworks.de/product/OptiStruct/New-Features> (abgerufen am 03.12.2016)
- [52] HOFFMANN, M.: Automatische Generierung von FE-Netzen für Scheibenkonstruktionen am Beispiel von Gewichtsstaumauern, unter: <http://www.markwardhoffmann.homepage.t-online.de/pr.htm> (abgerufen am 22.11.2016)