

Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen

Susanne Niedermeyer

Universität der Bundeswehr München
Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen

Thema der Dissertation: Einfluss des Klebstoffversagens auf die
Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen

Verfasser: Susanne Niedermeyer

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr. rer. nat. habil. Thomas Apel
1. Berichterstatter: PD Dr.-Ing. habil. Stefan Hiermaier
2. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Helmut Rapp
3. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Norbert Gebbeken

Tag der Prüfung: 30. November 2007

Mit der Promotion erlangter akademischer Grad:
Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

Neubiberg, den 30. November 2007

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit bei der BMW Group, München, in Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer-Institut für Kurzzeiddynamik, Ernst-Mach-Institut, Freiburg.

Für die Unterstützung während dieser Zeit möchte ich mich bei der BMW Group, insbesondere bei der Abteilung »System Karosseriestruktur, Auslegung (EK-30)«, herzlich bedanken. Mein besonderer Dank geht dabei an Herrn Dipl.-Ing. Ralf Passmann für die Initiierung dieser Arbeit. Zu größtem Dank verpflichtet bin ich Herrn Dr.-Ing. Heinrich Werner, der die Betreuung seitens der BMW Group übernommen hat. Durch seine herausragende fachliche Kompetenz und seinen persönlichen Einsatz hat er einen bedeutenden Anteil an dieser Arbeit.

Bei meinem Doktorvater, Herrn PD Dr.-Ing. habil. Stefan Hiermaier, möchte ich mich für die engagierte Betreuung herzlich bedanken. Er ließ mir die notwendigen wissenschaftlichen Freiräume und hatte stets ein offenes Ohr für eine fachliche Diskussion. Seine vielfältigen Anregungen waren für den erfolgreichen Abschluss der Arbeit wesentlich.

Herrn Univ.-Prof. Dr. rer. nat. habil. Thomas Apel, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Helmut Rapp und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Norbert Gebbeken, alle von der Universität der Bundeswehr München, möchte ich für Leitung des Prüfungsausschusses bzw. für die Übernahme des Koreferats herzlich danken.

Für die vielfältige Unterstützung am Ernst-Mach-Institut möchte ich mich stellvertretend bei Herrn Prof. Dr. rer. nat. Klaus Thoma als Institutsleiter herzlich bedanken. Ein besonderer Dank geht in diesem Zusammenhang an Frau Kirsten Lin, Herrn Norbert Bächer und Herrn Rainer Kürten, von denen ich sehr viel im Bereich der Werkstoffprüfung lernen konnte.

Der größte Dank gebührt meinen Eltern, Christl und Walter Niedermeyer, sowie meinem Freund, Jürgen Schomberg. Auf ihre Unterstützung und ihren Rückhalt konnte ich während meiner Promotionszeit immer zählen. Ihnen sei diese Arbeit gewidmet.

München, im Dezember 2007
Susanne Niedermeyer

Inhalt

1	Einleitung	9
2	Theoretische Grundlagen: Wabenstrukturen	11
2.1	Fertigung	11
2.2	Materialverhalten	12
2.2.1	Materialverhalten unter uniaxialer und Schubbelastung in der W-L-Ebene	13
2.2.2	Materialverhalten unter uniaxialer und Schubbelastung in der W-T- und der L-T-Ebene	15
2.2.3	Materialverhalten unter mehraxialer Belastung	19
2.2.4	Verhalten der in den Waben eingeschlossenen Luft	20
2.3	Analytische Beschreibung des Materialverhaltens	21
3	Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash- Barrieren	25
3.1	Einsatz von Crash-Barrieren in der Fahrzeugsicherheitsentwicklung	25
3.2	Finite Elemente Modelle für Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren	29
3.2.1	Problematik 1: Modellierungstechnik	30
3.2.2	Problematik 2: Einfluss des Klebstoffversagens	37
4	Analytische Herleitung	39
4.1	Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen	39
4.2	Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen	45
4.2.1	Gespeicherte plastische Energie in den torusförmigen Deformationszonen	49
4.2.2	Gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Deformationszonen	54
4.2.3	Gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Deformationszonen	55
4.2.4	Gespeicherte plastische Energie in den kegelstumpfförmigen Deformationszonen	56
4.2.5	Gespeicherte plastische Energie in den trapezförmigen Deformationszonen	57
4.2.6	Ermittlung der Faltenbeulfestigkeit	58

4.3	Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen	60
5	Validierung	63
5.1	Versuch	63
5.2	Simulation	70
5.3	Vergleich	76
6	Sensitivitätsanalyse	81
7	Zusammenfassung und Ausblick	83
8	Literatur	87
9	Notation	91
9.1	Lateinische Symbole	91
9.2	Griechische Symbole.....	97
10	Anhang	101
10.1	Materialkennwerte von Wabenstrukturen.....	101

1 Einleitung

Die Gesetzes- und Verbrauchercrashtests für Front-, Seiten- und Heckcrash werden überwiegend mit deformierbaren Crash-Barrieren durchgeführt. Diese sind aus Aluminiumwabenstrukturen mit einer Verkleidung aus Aluminiumblech aufgebaut. Die Forderung nach Kostenreduzierung und einer Verkürzung der Entwicklungszeiten zwingt zunehmend zur simulationsgestützten Auslegung der Fahrzeugstrukturen. Für die numerische Simulation der Wechselwirkung zwischen Fahrzeug und Barriere bedeutet dies, dass geeignete Finite Elemente Modelle für die Crash-Barrieren bereitgestellt werden müssen. Mit diesen Modellen sind die vielseitigen Deformations- und Versagensmechanismen in den Crash-Barrieren unter vertretbarem Rechenaufwand abzubilden. Das Hauptproblem bei der Barrierenmodellierung besteht darin, die Aluminiumwabenstrukturen zu modellieren, da diese ein komplexes anisotropes Deformations- und Versagensverhalten aufweisen. Hinzu kommt, dass eine detaillierte Abbildung der Wabengeometrie den vertretbaren numerischen Aufwand einer industriellen Entwicklungsumgebung überschreitet. Insbesondere dann, wenn auch das Faltenbeulen der Waben modelliert werden soll. Im Rahmen dieser Arbeit wird unter anderem gezeigt, dass für die Modellierung der Aluminiumwabenstrukturen eine vergrößerte Schalenmodellierung geeignet ist.

Der dominante Deformationsmechanismus der Crash-Barrieren beim Crashtest ist das Faltenbeulen der Aluminiumwabenstrukturen. Beim Faltenbeulen kommt es zum Versagen der Klebstoffschichten innerhalb der Wabenstrukturen. Die Berücksichtigung des Klebstoffversagens ist bei der vergrößerten Schalenmodellierung jedoch nur schwer möglich. Aufgrund der geringen Dicken der Klebstoffschichten ist zum einen die experimentelle Charakterisierung des Klebstoffverhaltens sehr aufwendig. Zum anderen sind die dünnen Klebstoffschichten numerisch schwer diskretisierbar. Daher werden die verklebten Wabenwände stattdessen mit Schalenelementen der doppelten Wandstärke abgebildet. Durch das Aufreißen der Klebstoffschichten kann sich beim Faltenbeulen jedoch ein energetisch günstigerer Faltungsmode ausbilden. Dies führt zu einer Abnahme der Faltenbeulfestigkeit. Es stellt sich die Frage, wie groß der Fehler bei der Simulation der Faltenbeulfestigkeit ist, wenn man das Klebstoffversagen bei der Modellierung nicht berücksichtigt. Daraus

ergibt sich als Ziel dieser Arbeit, den Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen analytisch herzuleiten.

Zu Beginn dieser Arbeit werden zunächst die zum heutigen Zeitpunkt bekannten Erkenntnisse über das Materialverhalten von Wabenstrukturen zusammengefasst. Hierbei wird das Verhalten von Wabenstrukturen unter verschiedenen Belastungsrichtungen erläutert. Des Weiteren werden analytische Beschreibungen für das Materialverhalten vorgestellt. Im zweiten Abschnitt der Arbeit wird auf die Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren eingegangen. Zunächst werden die Defizite der bisherigen Modellierungstechniken für die Aluminiumwabenstrukturen aufgezeigt. Darauf aufbauend wird die vergrößerte Schalenmodellierung entwickelt. Dabei wird auf die Problematik des Klebstoffversagens während des Faltenbeulens in Bezug auf die numerische Simulation näher eingegangen. In Abschnitt vier wird der Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen analytisch hergeleitet. Die analytische Herleitung wird im abschließenden Kapitel fünf mit Hilfe von Simulations- und Versuchsergebnissen validiert. Mit einer Sensitivitätsanalyse wird im Anschluss daran die Robustheit der analytischen Herleitung untersucht. Abschließend werden die erarbeiteten Ergebnisse diskutiert und notwendige weitere Schritte abgeleitet.

2 Theoretische Grundlagen: Wabenstrukturen

In diesem Abschnitt werden die zum heutigen Zeitpunkt bekannten Erkenntnisse über Wabenstrukturen zusammengefasst. Zunächst wird die Fertigung von Wabenstrukturen erläutert. Anschließend wird das Materialverhalten von Wabenstrukturen unter verschiedenen Belastungsrichtungen aufgezeigt. Abschließend werden analytische Beschreibungen für das Materialverhalten vorgestellt.

2.1 Fertigung

Die Fertigung von Wabenstrukturen erfolgt in der Regel nach dem Expansionsverfahren, Abbildung 2.1. Bei diesem Verfahren werden zunächst Bögen aus Folienmaterial zugeschnitten. Anschließend wird auf die einzelnen Bögen bandförmig Klebstoff aufgebracht. Daraufhin werden die Bögen zu einem HOBE-Block (**H**oneycomb **B**efore **E**xpansion) gestapelt. Wenn der Klebstoff ausgehärtet ist, wird der HOBE-Block auf die gewünschte Wabengröße expandiert.

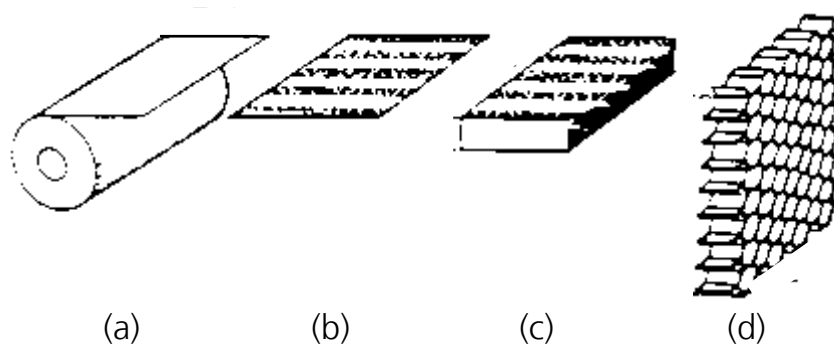


Abbildung 2.1: Fertigung einer Wabenstruktur nach dem Expansionsverfahren [33]:
(a) Zuschnitt von Bögen aus Folienmaterial. (b) Aufdruck von Klebstoffstreifen.
(c) HOBE-Block. (d) Expandierte Wabenstruktur.

out-of-plane vorgestellt. Anschließend wird das Verhalten unter mehraxialer Belastung erläutert. Als letzter Punkt wird das Verhalten der in den Waben eingeschlossenen Luft beschrieben. Nach Möglichkeit wird das Materialverhalten im Folgenden mit Hilfe von Spannungs-Verzerrungs-Verläufen erläutert.

2.2.1 Materialverhalten unter uniaxialer und Schubbelastung in der W-L-Ebene

In Abbildung 2.3 sind die Spannungs-Verzerrungs-Kurven für eine Wabenstruktur unter uniaxialer Druck- und Zugbelastung in in-plane dargestellt. Beide Kurven lassen sich in drei Bereiche einteilen. Im ersten Bereich (I) liegt linear elastisches Verhalten vor. Der mittlere Bereich (II) zeichnet sich durch eine konstante Plateauspannung aus. Im letzten Bereich (III) kommt es zu einer starken Materialverfestigung.

Jeder der drei Bereiche ist mit einem speziellen Deformationsmechanismus der Wabenstruktur verbunden. Wie Abbildung 2.3 zu entnehmen ist, kommt es nach Belastungsbeginn zur elastischen Biegung der Wabenwände verbunden mit dem linear elastischen Verhalten der Wabenstruktur mit dem Elastizitätsmodul E_{el} . Wird eine kritische Spannung σ_{pl} überschritten, kommt es zur Ausbildung von Fließgelenken an den Schnittkanten der Wabenwände. Die Wabenstruktur kann sich daraufhin ohne Spannungszunahme weiter verformen. Sobald die Kompaktionsverzerrung ϵ_c überschritten wird, und jede weitere Deformation der Wabenstruktur eine Deformation des Zellwandmaterials erfordert, kommt es zum steilen Anstieg in der Spannungs-Verzerrungs-Kurve mit dem Kompaktionsmodul E_c . Im Gegensatz zum Materialverhalten unter Druck kann die Spannung in den Wabenwänden unter Zug nicht beliebig gesteigert werden. Bei Überschreitung einer kritischen Zugspannung kommt es zum Bruch.

Das Ende des linear elastischen Bereichs kann unter Druckbelastung in L-Richtung auch durch ein elastisches Beulen der senkrechten Wabenwände verursacht werden, Abbildung 2.4.

Der Elastizitätsmodul E_{el} sowie die Plateauspannung σ_{pl} sind für Druck- und Zugbelastung stets gleich groß. Die Kompaktionsverzerrung ϵ_c und der Kompaktionsmodul E_c sind in der Regel jedoch unterschiedlich groß. Je nach Wabengeometrie ist das Materialverhalten in W- und in L-Richtung gleich oder unterschiedlich steif.

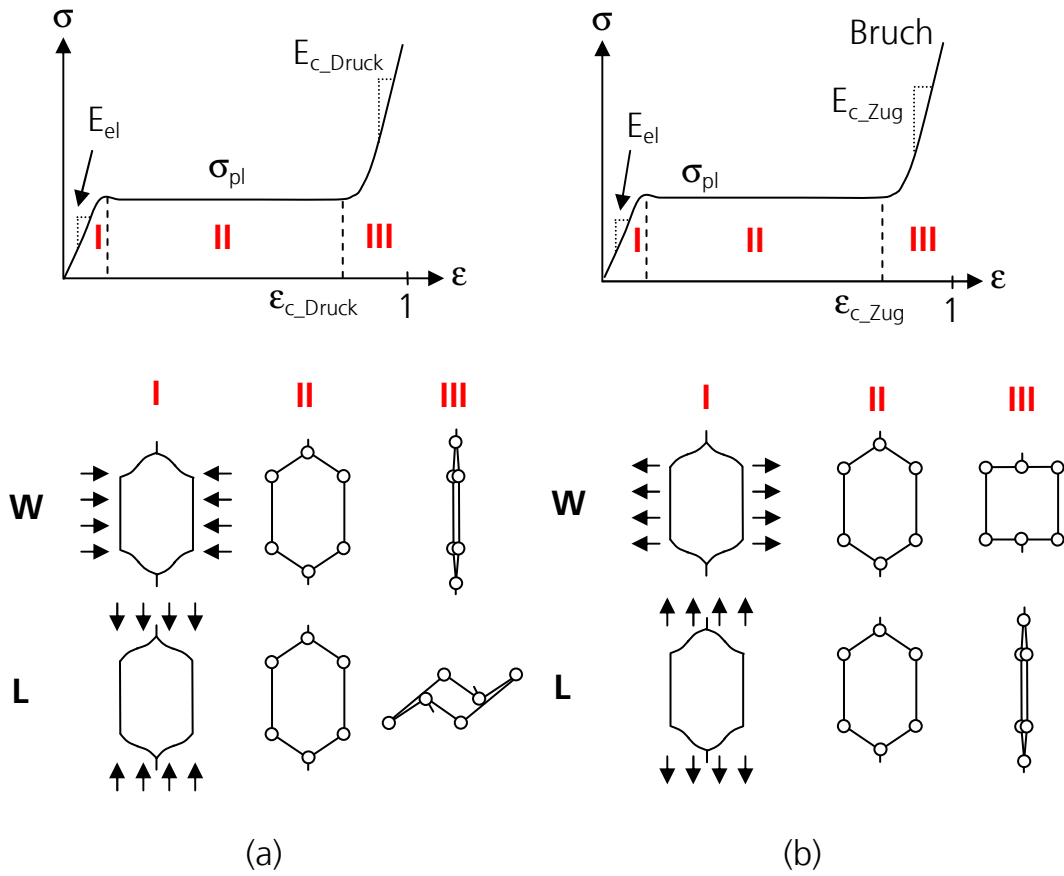


Abbildung 2.3: Spannungs-Verzerrungs-Kurven unter uniaxialer Belastung in der W-L-Ebene: (a) Druckbelastung. (b) Zugbelastung.

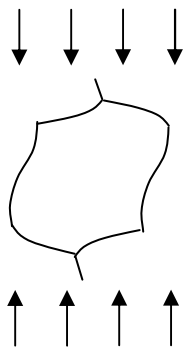


Abbildung 2.4: Elastisches Beulen der senkrechten Wabenwände unter uniaxialer Druckbelastung in L-Richtung.

Auch das Spannungs-Verzerrungs-Verhalten unter Schubbelastung in der W-L-Ebene lässt sich in drei Bereiche einteilen, Abbildung 2.5. Auch hier tritt zunächst ein linear elastischer Bereich mit dem Schubmodul G_{el_TW} auf (I), der durch das elastische Biegen der Wabenwände hervorgerufen wird. Anschließend folgt ein Bereich mit konstanter Plateauspannung τ_{pl_WL} (II), der mit der Ausbildung von Fließgelenken an den Schnittkanten der Wabenwände verbunden ist. Im letzten Bereich (III) kommt es zu einer starken Verfestigung, wenn die Wabenstruktur so stark deformiert ist, dass jede weitere Verformung eine Dehnung des Zellwandmaterials erfordert. Bei Überschreitung einer kritischen Spannung kommt es zum Bruch.

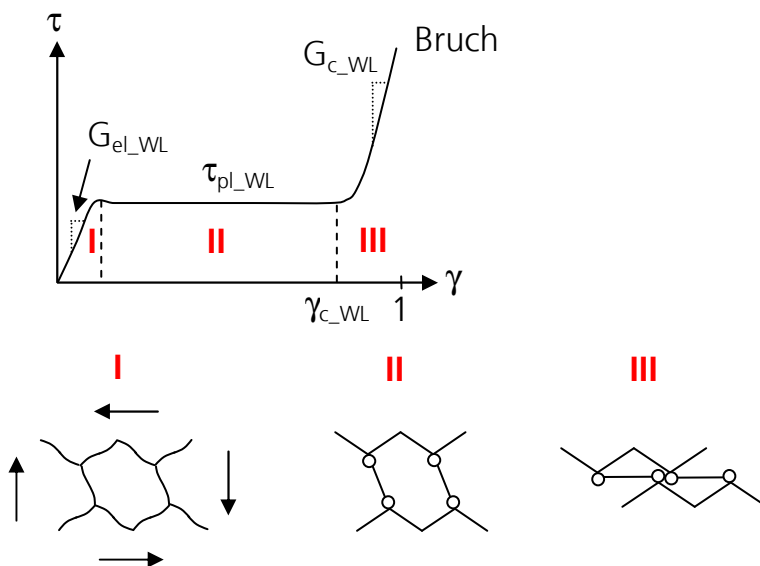


Abbildung 2.5: Spannungs-Verzerrungs-Kurve unter Schubbelastung in der W-L-Ebene.

2.2.2 Materialverhalten unter uniaxialer und Schubbelastung in der W-T- und der L-T-Ebene

In Abbildung 2.6 ist die Spannungs-Stauchungs-Kurve für eine Wabenstruktur unter uniaxialer Druckbelastung in T-Richtung dargestellt. Das Verhalten unter Druck lässt sich in vier Bereiche einteilen. Zu Beginn der Belastung verhält sich die Wabenstruktur linear elastisch (I). Die Wabenwände werden in der Belastungsrichtung komprimiert. Eine seitliche Auslenkung der Wabenwände findet nicht statt. Der linear elastische Bereich wird durch den elastischen Peak $\sigma_{el_T_Druck}$ verursacht

durch das elastische Beulen der beulkritischen Wabenwände, beendet. Anschließend tritt eine erneute Materialverfestigung auf (II). Währenddessen kommt es auch in den restlichen Wabenwänden zum elastischen Beulen. Während des gesamten Beulprozesses bleiben die Schnittkanten der Wabenwände parallel zur T-Richtung. Sobald die Spannungen in den Wabenwänden so groß sind, dass sich Fließgelenke ausbilden können, fangen die Wabenwände an, plastisch zu falten (III). Das so genannte Faltenbeulen wird initiiert. Die sich einstellende halbe Faltenwellenlänge wird als Faltenbeullänge H bezeichnet. Die Druckspannung fällt von dem elastisch-plastischen Peak $\sigma_{\text{el-pl}_T\text{Druck}}$ schlagartig auf die konstante Plateauspannung $\sigma_{\text{pl}_T\text{Druck}}$ ab. Die Plateauspannung wird auch als die Faltenbeulfestigkeit der Wabenstruktur bezeichnet. Im Gegensatz zum elastischen Beulen bilden sich die plastischen Falten in den Wabenwänden nicht unabhängig voneinander aus. Stattdessen falten sämtliche Waben in einer Ebene beim Faltenbeulen kollektiv, Abbildung 2.7. Die Kopplung der plastischen Falten sieht man auch daran, dass die Schnittkanten der Wabenwände während des Faltenbeulens nicht mehr parallel zur T-Richtung verlaufen. Während für das Ausbilden der ersten plastischen Falte der elastisch-plastische Peak erforderlich ist, wird für die Ausbildung der nachfolgenden Falten nur die Faltenbeulfestigkeit benötigt. Dies liegt daran, dass beim Ausbilden einer plastischen Falte in ihrer Umgebung in der Aluminiumfolie Imperfektionen erzeugt werden, die das Ausbilden der nachfolgenden Falte vereinfachen. Dies erklärt auch, dass sich die Falten beim Faltenbeulen nicht zufällig über die Höhe der Wabenstruktur verteilt, sondern stets in der Umgebung der vorherigen plastischen Falte ausbilden, Abbildung 2.7. Je nach dem bei der Wabenstrukturfertigung verwendeten Folienmaterial und dem verwendeten Klebstoff kann es während des Faltenbeulprozesses auch zum Aufreißen der Aluminiumfolie und zum Aufbrechen des Klebstoffs zwischen den Wabenwänden kommen. Hat das Faltenbeulen die komplette Struktur durchlaufen, so bewirkt jede weitere Deformation der Aluminiumwabenstruktur eine Kompression des in gegenseitigen Kontakt befindlichen Zellwandmaterials. Dadurch kommt es im letzten Bereich (IV) der Spannungs-Stauchungs-Kurve zu einer erneuten Verfestigung.

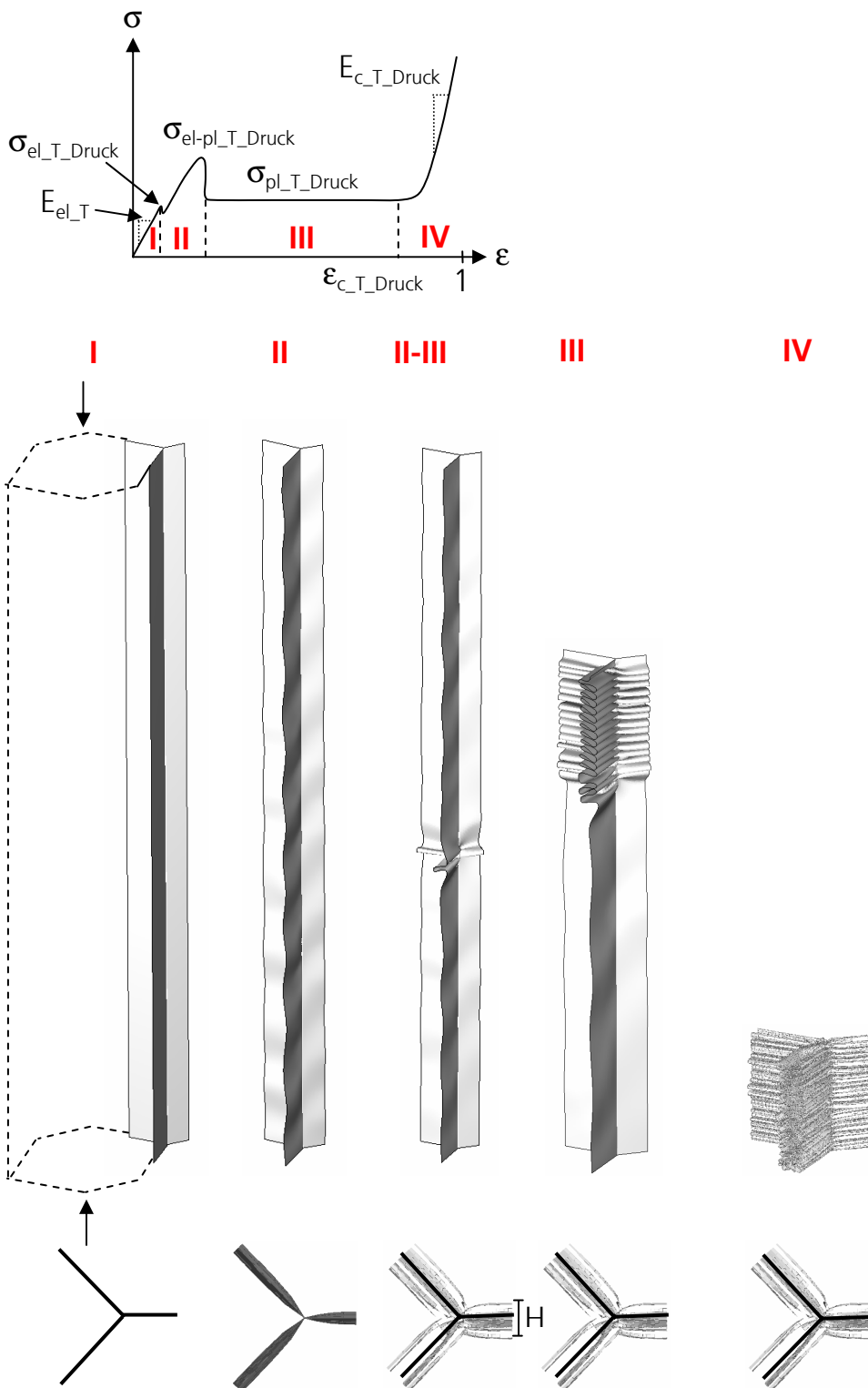


Abbildung 2.6: Spannungs-Stauchungs-Kurve unter uniaxialer Druckbelastung in T-Richtung.

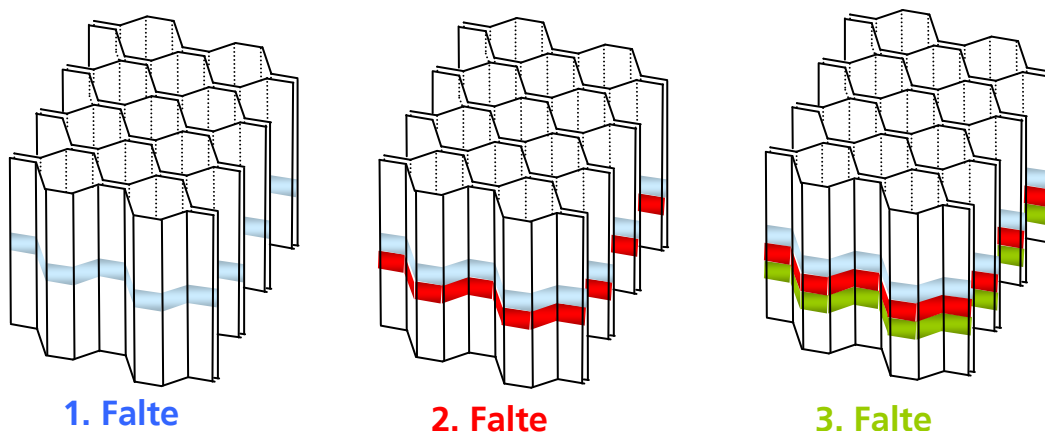


Abbildung 2.7: Kollektives Ausbilden der plastischen Falten beim Faltenbeulen in einer Ebene.

Auch unter uniaxialer Zugbelastung in T-Richtung verhalten sich die Wabenstrukturen zunächst linear elastisch (I), Abbildung 2.8. Die Wabenwände werden in der Belastungsrichtung gedehnt. Der Elastizitätsmodul $E_{el,T}$ unter Zug entspricht dem Elastizitätsmodul unter Druck. Unter Zug wird der linear elastische Bereich durch das Fließen des Zellwandmaterials beendet (II). Die plastische Plateauspannung $\sigma_{pl,T,Zug}$ ist deutlich höher als die Faltenbeulfestigkeit der Wabenstruktur unter Druck. Bei Überschreitung einer kritischen Dehnung kommt es unter Zugbelastung zum Bruch.

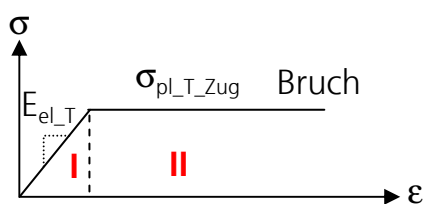


Abbildung 2.8: Spannungs-Dehnungs-Kurve unter uniaxialer Zugbelastung in T-Richtung.

Das Verhalten unter Schubbelastung in der W-T- und der L-T-Ebene erinnert sowohl in der Gestalt der Spannungs-Verzerrungs-Kurve als auch in den mit ihr verbundenen Deformationsmechanismen an das Materialverhalten unter uniaxialer Druckbelastung in T-Richtung. Zunächst kann man einen linear elastischen Bereich, verbunden mit der Scherung der Wabenwände, beobachten. Eingeleitet durch den elastischen Peak,

verursacht durch das elastische Beulen der beulkritischen Wabenwände, folgt anschließend ein Bereich mit weiterer Materialverfestigung. Nach dem Überschreiten des elastisch-plastischen Peaks wird das Faltenbeulen initiiert. Analog zum Verhalten unter Druckbelastung fängt die Wabenstruktur an, plastisch zu falten. Im Gegensatz zum Verhalten unter Druckbelastung ordnen sich die Falten unter Schubbelastung jedoch diagonal übereinander an, Abbildung 2.9. Hat das Faltenbeulen die komplette Struktur durchlaufen, so bewirkt jede weitere Schubverformung der Wabenstruktur eine Deformation des reinen Zellwandmaterials, verbunden mit einem steilen Anstieg in der Spannungs-Verzerrungs-Kurve.

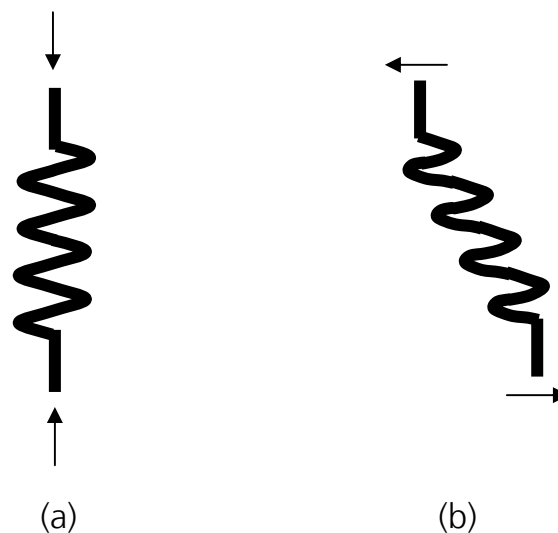


Abbildung 2.9: Anordnung der plastischen Falten beim Faltenbeulen: (a) Druckbelastung. (b) Schubbelastung.

2.2.3 Materialverhalten unter mehraxialer Belastung

Wird eine Wabenstruktur mehraxial belastet, so findet in den Wabenwänden eine Überlagerung der aus den verschiedenen Belastungszuständen resultierenden Spannungsverteilungen statt. Diese Superposition kann entweder zu einer Spannungserhöhung oder zu einer Spannungsverringerung im Zellwandmaterial führen. Sehr große Auswirkungen hat dies auf das Beul-, Fließ- und Versagensverhalten der Wabenstrukturen. So kann zum Beispiel, je nach der Wabengeometrie, die Fließgrenze unter gleichem biaxialem Zug in in-plane um einen Faktor von hundert größer als die Fließgrenze unter uniaxialem Zug in in-plane

sein. In Abbildung 2.10 ist beispielhaft die in-plane Fließkurve für die Aluminiumwabenstruktur, die für den Hauptblock der EEVC Frontal Offset Barriere verwendet wird, skizziert. Die genaue Materialspezifikation dieser Aluminiumwabenstruktur ist in [5][6] zu finden. Die Kurve wurde mit der analytischen Herleitung von Gibson [10], Gleichung 4.85, berechnet. Die Spannungen sind auf die plastischen Plateauspannungen unter uniaxialem Zug normiert.

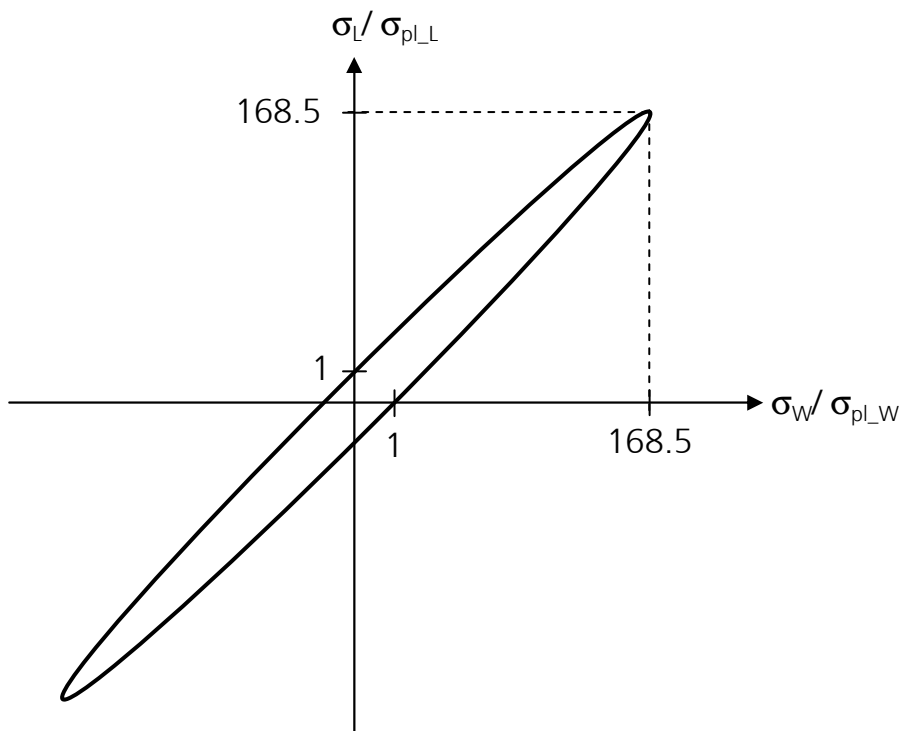


Abbildung 2.10: Fließkurve unter biaxialer Belastung in in-plane, normiert auf die plastischen Plateauspannungen unter uniaxialem Zug: Aluminiumwabenstruktur, die für den Hauptblock der EEVC Frontal Offset Barriere verwendet wird (Skizze).

2.2.4 Verhalten der in den Waben eingeschlossenen Luft

Das Verhalten der in den Waben eingeschlossenen Luft spielt bei Wabenstrukturen nur dann eine Rolle, wenn sich das Volumen der Wabenstruktur ändert und die Ausströmung der in den Waben eingeschlossenen Luft behindert ist. Bei Volumenzunahme kann sich dann ein Unterdruck und bei Volumenabnahme ein Überdruck in den Waben aufbauen.

2.3 Analytische Beschreibung des Materialverhaltens

Als orthotropes Material kann das globale linear elastische Verhalten von Wabenstrukturen mit neun unabhängigen Materialkennwerten beschrieben werden: den drei Elastizitätsmodulen E_{el_W} , E_{el_L} und E_{el_T} , den drei Schubmodulen G_{el_WL} , G_{el_WT} und G_{el_LT} und den drei Querkontraktionszahlen ν_{WL} , ν_{WT} und ν_{LT} . Komplizierter gestaltet sich die Beschreibung des Beul-, Fließ- und Versagensverhaltens der Wabenstrukturen. Es müssen komplexe Beul-, Fließ- und Versagensflächen beschrieben werden. Je nach Modellwahl können dafür unterschiedlich viele zusätzliche Parameter notwendig werden.

Es existiert eine Vielzahl an Literatur, in der das Materialverhalten von Wabenstrukturen in Abhängigkeit von der Wabengeometrie und den Materialkennwerten des Folienmaterials analytisch beschrieben wird. Neben der analytischen Beschreibung der neun elastischen Materialkennwerte existieren ebenfalls analytische Beschreibungen für ausgewählte Bereiche der Beul-, Fließ- und Versagensflächen. Im Folgenden soll ein Überblick über die vorhandenen analytischen Beschreibungen gegeben werden. Eine Zusammenstellung von analytisch bestimmten Materialkennwerten ist in Anhang 10.1 zu finden.

Das Materialverhalten in in-plane ist sehr ausführlich von Gibson und Ashby [10] untersucht worden. Ihre grundlegende Idee war es, aus der auf eine Wabenstruktur einwirkenden Belastung mit Hilfe von Gleichgewichtsbetrachtungen die auf die einzelnen Wabenwände einwirkenden Kräfte zu ermitteln. Mit Hilfe der Balkentheorie konnten sie daraus die elastischen Deformationen der Wabenwände bestimmen. Hieraus konnten sie die elastischen Materialkennwerte E_{el_W} , E_{el_L} , G_{el_WL} und ν_{WL} berechnen. Zusätzlich dazu konnten sie aus den auf die Wabenwände einwirkenden Kräften mit Hilfe der Beultheorie die Beulspannung von Wabenstrukturen in L-Richtung $\sigma_{el_L_Druck}$ herleiten. Des Weiteren konnten Gibson und Ashby mit Hilfe der Spannungsverteilungen in den Wabenwänden die Höhe der plastischen Plateaus σ_{pl_W} , σ_{pl_L} und τ_{pl_WL} unter uniaxialer und Schubbelastung in in-plane bestimmen. Darüber hinaus geben Gibson und Ashby in ihrem Werk auch eine Abschätzung für die Kompaktionsverzerrungen ϵ_c in in-plane an. Sie gehen davon aus, dass die Kompaktionsverzerrungen einer Wabenstruktur näherungsweise ihrer Porosität entsprechen. Neben den Kennwerten für uniaxiale Belastung in in-plane findet man in ihrem

Werk auch eine analytische Herleitung der Beul-, Fließ- und Versagensfläche für biaxiale Belastung in in-plane. Zusätzlich dazu findet man bei Gibson und Ashby auch eine Gleichung zur analytischen Berechnung der Dichte ρ von Wabenstrukturen.

Das Materialverhalten in out-of-plane ist analytisch nur für uniaxiale und Schubbelastung untersucht worden. Eine Herleitung der elastischen Materialkennwerte E_{el_T} , ν_{WT} und ν_{LT} lässt sich ebenfalls in [10] finden. Die analytische Herleitung der Schubmodule G_{el_WT} und G_{el_LT} wurde als erstes von Kelsey et al. [14] vorgenommen. Mit Hilfe der Theoreme vom Minimum des elastischen Potentials und vom Minimum der komplementären Formänderungsenergiedichte gelang es ihnen, eine obere und eine untere Grenze für die beiden Schubmodule anzugeben. Wenige Jahre später untersuchten Penzien und Didriksson [29] analytisch den Einfluss der Randbedingungen beim Schubversuch. Sie zeigten auf, dass durch die obere und untere Einspannung in einer Schubprobe aus Wabenstruktur Verwindungen hervorgerufen werden. Zusätzlich dazu zeigten sie, dass die von Kelsey et al. ermittelte untere Grenze eine gute Abschätzung für die elastischen Schubmodule ist, wenn die Höhe einer Wabenstruktur groß im Vergleich zu ihrer Wabengröße ist. Den Zusammenhang zwischen der Höhe einer Wabenstruktur und ihren Schubmodulen quantifizierte im Jahre 1993 Grediac [12] mit Hilfe einer Finite Elemente Simulationsstudie.

Mit dem elastischen Beulen von Wabenstrukturen in out-of-plane haben sich Zhang und Ashby [45] beschäftigt. Hierfür betrachteten sie die Wabenwände als isolierte Platten mit geeigneten Randbedingungen. Die Beulspannung unter Druck oder Schub für eine solche Platte konnten sie aus der Fachliteratur entnehmen [30][36]. Durch geeignete Summation konnten sie daraus die Beulspannungen $\sigma_{el_T_Druck}$, τ_{el_WT} und τ_{el_LT} von Wabenstrukturen berechnen.

Bei der Herleitung der Beulspannung unter Druck gingen Zhang und Ashby davon aus, dass beim elastischen Beulen alle Wabenwände zeitgleich beulen. In Realität beulen zunächst jedoch nur die beulkritischen Wabenwände. In der Regel handelt es sich dabei um die einfachen Wabenwände. Erst später kommt es auch in den anderen Wabenwänden zum Beulen. Die elastische Beulspannung einer Wabenstruktur unter Druck liegt daher unterhalb der von Zhang und Ashby hergeleiteten Beulspannung. Die elastische Beulspannung unter Druck in out-of-plane wird im Folgenden deshalb neu hergeleitet. Dabei

wird davon ausgegangen, dass sich die auf eine Wabenstruktur einwirkende Belastung vor dem Beulen flächenanteilig auf die einzelnen Wabenwände verteilt. Des Weiteren wird angenommen, dass es sich bei den einfachen Wabenwänden um die beulkritischen Wabenwände handelt. Wenn in den einfachen Wabenwänden die kritische Beullast P_{krit} erreicht wird, wirkt auf die doppelten Wabenwände folgende Kraft ein:

$$P_{dopp} = 2 \cdot \frac{h}{l} \cdot P_{krit} \quad 2.1$$

Damit ergibt sich die elastische Beulspannung unter Druck in out-of-plane gemäß Gleichung 2.2. Unter E_s und ν_s sind hierbei der Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl des Folienmaterials zu verstehen.

$$\begin{aligned} \sigma_{el_T_Druck} &= \frac{2P_{krit} + P_{dopp}}{2 \cos \theta \cdot (h/l + \sin \theta) \cdot l^2} \quad 2.2 \\ &= \frac{5.73}{1 - \nu_s^2} \cdot \left(\frac{t}{l}\right)^3 \cdot \frac{(1 + h/l)}{\cos \theta \cdot (h/l + \sin \theta)} \cdot E_s \end{aligned}$$

Die Höhe des elastisch-plastischen Peaks $\sigma_{el-pl_T_Druck}$ unter Druckbelastung in T-Richtung ist analytisch von Mohr und Doyoyo [23] hergeleitet worden. Dabei gingen Mohr und Doyoyo analog wie Zhang und Ashby bei der Ermittlung der elastischen Beulspannungen vor. Als Grundlage diente Mohr und Doyoyo die elastisch-plastische Beullast dünnwandiger Platten nach von Kármán et al. [13].

Eine einfache analytische Herleitung für die plastische Plateauspannung $\sigma_{pl_T_Zug}$ einer auf Zug in T-Richtung belasteten Wabenstruktur kann man bei Gibson und Ashby [10] finden. Schwieriger gestaltet sich die Herleitung der Faltenbeulfestigkeit $\sigma_{pl_T_Druck}$. Den ersten Ansatz hierzu lieferte McFarland [22], der 1963 die Faltenbeulfestigkeit von regulären hexagonalen Wabenstrukturen ($h=l$, $\theta=30^\circ$) herleitete. Bei seiner Herleitung setzte er für das Folienmaterial ein bilineares elastisch-plastisches Materialverhalten voraus. McFarlands Herleitung beruht auf dem folgenden Prinzip. Für das Faltenbeulen nahm er einen kompatiblen Deformationsmode mit einer unbekanntem Faltenbeullänge an. Dabei wählte er einen Deformationsmode, bei dem es zum Aufreißen der Klebstoffschichten innerhalb der Wabenstrukturen kommt. Er ging davon aus, dass für das Klebstoffaufreißen keine Energie benötigt wird. Die

Energie wird bei seinem Deformationsmode ausschließlich durch Biege- und Schubdeformation des Folienmaterials verbraucht. Des Weiteren ging er davon aus, dass die durch elastische Deformation gespeicherte Energie gegenüber den plastischen Energieanteilen vernachlässigbar ist. Anschließend berechnete er für diesen Deformationsmode die gespeicherte plastische Energie. Durch Gleichsetzen der äußeren Arbeit mit der gespeicherten plastischen Energie konnte er die Faltenbeulfestigkeit in Abhängigkeit der unbekanntes Faltenbeullänge berechnen. Die unbekanntes Faltenbeullänge bestimmte McFarland anschließend experimentell.

Eine Weiterentwicklung dieser Herleitung erfolgte 1983 durch Wierzbicki [40]. In Realität kann beim Faltenbeulen keine Schubdeformation des Folienmaterials beobachtet werden. Stattdessen wird die plastische Energie neben einer Biegedeformation des Folienmaterials durch Bewegungen der plastischen Gelenke im Folienmaterial verbraucht. Daher wählte Wierzbicki für seine Herleitung einen Deformationsmode, der auf diesem Deformationsprinzip basiert. Dabei setzte er ebenfalls ein energiefreies Auftrennen der Klebstoffschichten voraus. Wie McFarland leitete er für diesen Deformationsmode die Faltenbeulfestigkeit in Abhängigkeit der unbekanntes Faltenbeullänge über eine Energiebetrachtung her. Im Gegensatz zu McFarland schätzte er die unbekanntes Faltenbeullänge anschließend nicht experimentell ab. Stattdessen ermittelte er die Faltenbeullänge mit Hilfe einer Extremwertberechnung. Dazu ging er davon aus, dass die gespeicherte plastische Energie minimal ist. Darüber hinaus ist Wierzbickis Ansatz im Gegensatz zur Herleitung von McFarland auch für nicht reguläre hexagonale Wabenstrukturen ($h=l$, θ =beliebig) und für Folienmaterialien mit Verfestigung geeignet.

3 Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren

In diesem Abschnitt wird auf die Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren eingegangen. Zunächst werden die Defizite der bisherigen Finite Elemente Modellierungstechniken für die Aluminiumwabenstrukturen aufgezeigt. Darauf aufbauend wird die vergrößerte Schalenmodellierung entwickelt. Abschließend wird auf die Problematik des Klebstoffversagens während des Faltenbeulens in Bezug auf die numerische Simulation näher eingegangen.

3.1 Einsatz von Crash-Barrieren in der Fahrzeugsicherheitsentwicklung

Zur Beurteilung der Passiven Sicherheit von Automobilen gibt es eine Vielzahl von Tests, welche in gesetzlichen Regelungen oder Vorschriften von Verbraucherschutzverbänden festgehalten sind [8][17]. Diese Tests decken im Straßenverkehr beobachtete Unfallsituationen ab, die entweder besonders häufig auftreten, wie zum Beispiel eine Fahrzeug-Fahrzeug-Kollision, oder eine besondere Verletzungsschwere aufweisen, wie zum Beispiel der Fahrzeugüberschlag oder die Kollision mit einem Fußgänger. Beim Crashtest werden die Fahrzeuginsassen und die Partner durch Dummies repräsentiert. Diese sind mit mehreren Sensoren ausgestattet, mit denen die während des Crashes auf die Dummies einwirkenden Belastungen gemessen werden. Anhand der aufgezeichneten Belastungen und anhand der Fahrzeugdeformation wird anschließend die Passive Sicherheit des Testfahrzeugs beurteilt.

Die Fahrzeug-Fahrzeug-Kollision wird im Test durch die Kollision eines Fahrzeugs mit einer deformierbaren Crash-Barriere nachgestellt, Abbildung 3.1. Die Crash-Barriere nimmt dabei den Platz des Unfallgegners ein. Der Vorteil, den Unfallgegner durch eine Crash-Barriere zu repräsentieren, liegt zum einen darin, dass die Crash-Barriere im Gegensatz zu einem realen Fahrzeug wesentlich kostengünstiger ist. Zum anderen ermöglicht die Verwendung von identischen Crash-Barrieren, dass im gesamten Gültigkeitsbereich des jeweiligen Crashtests die

gleichen Versuchsbedingungen vorliegen. Dadurch wird eine Vergleichbarkeit der Testergebnisse sichergestellt.

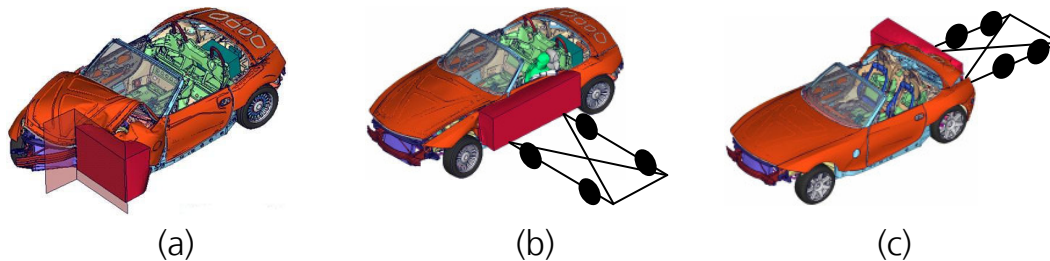


Abbildung 3.1: Crashtests zur Nachstellung einer Fahrzeug-Fahrzeug-Kollision [20]. Lastfälle: (a) Front-Crash. (b) Seiten-Crash. (c) Heck-Crash.

Die deformierbaren Crash-Barrieren bestehen aus Aluminiumwabenstrukturen mit einer Verkleidung aus Aluminiumblech und entsprechen in Form und Steifigkeit dem Vorderbau eines durchschnittlichen Fahrzeugs. In Abbildung 3.2 ist beispielhaft die EECV Frontal Offset Barriere dargestellt. Je nach Lastfall stehen unterschiedliche Barrierentypen zur Verfügung.

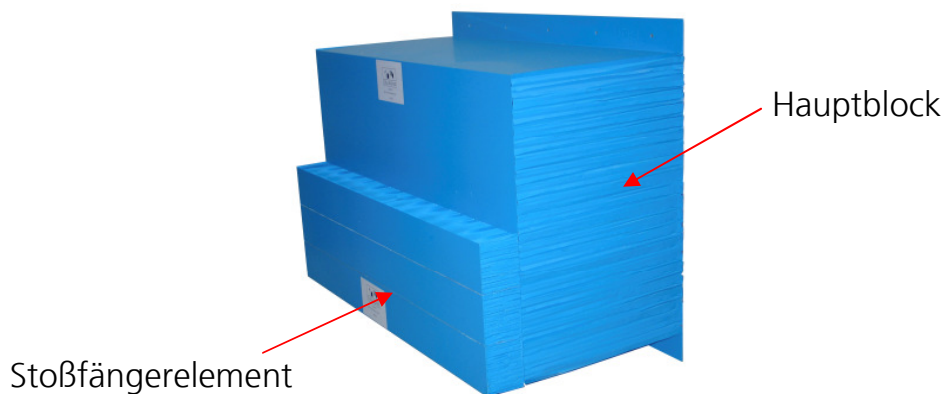


Abbildung 3.2: EECV Frontal Offset Barriere.

In der Regel bestehen die deformierbaren Crash-Barrieren aus zwei Blöcken aus Aluminiumwabenstruktur. Der größere der beiden Blöcke wird als Hauptblock bezeichnet. Er repräsentiert den Motorraum eines durchschnittlichen Fahrzeugs. Der kleinere Block wird Stoßfängerelement genannt. Er verkörpert den Stoßfänger eines durchschnittlichen Fahrzeugs. In beiden Blöcken sind die Waben so ausgerichtet, dass die T-Richtung der Wabenstruktur parallel zur Impaktrichtung im Crashtest

verläuft. Für den Hauptblock werden in der Regel Aluminiumwabenstrukturen mit einer größeren Wabengröße und einer kleineren Faltenbeulfestigkeit als für das Stoßfängerelement verwendet.

Bei der Fahrzeug-Fahrzeug-Kollision unterscheidet man die drei Lastfälle Front-, Seiten- und Heck-Crash, Abbildung 3.1. Im Falle eines Seiten- oder Heck-Crashtests ist die Barriere an einem Barrierenwagen befestigt, mit dem sie mit einer definierten Geschwindigkeit gegen das ruhende Fahrzeug gefahren wird. Die Masse von Barrierenwagen und Barriere entspricht dabei der Masse eines durchschnittlichen Fahrzeugs. Beim Front-Crashtest befindet sich die an einem massiven Block befestigte Barriere in Ruhe. Das zu testende Fahrzeug wird gegen die Barriere gefahren. Je nach Lastfall und Gültigkeitsbereich unterscheiden sich die Crashtests sowohl in ihrer Versuchskonfiguration als auch im verwendeten Barrierentyp. Eine Übersicht über die verschiedenen Crashtests ist in [8] zu finden.

Zur Analyse der Deformations- und Versagensmechanismen, die während der Crashtests in den Aluminiumwabenstrukturen der Crash-Barrieren auftreten, wurde in [28] eine umfangreiche Studie mit deformierten Crash-Barrieren durchgeführt. In Abbildung 3.3 ist jeweils eine untersuchte Crash-Barriere aus dem Front-, Seiten- und Heck-Crash dargestellt. Aufgrund der hohen Impaktgeschwindigkeiten und der nur teilweisen Überdeckung von Barriere und Testfahrzeug werden die Barrieren beim Front- und Heck-Crash sehr stark deformiert. Im Gegensatz dazu werden die Barrieren beim Seiten-Crash aufgrund der niedrigen Impaktgeschwindigkeiten nur geringfügig deformiert. Bei allen untersuchten Barrierentypen findet die Hauptdeformation im Hauptblock statt, während das Stoßfängerelement relativ kompakt bleibt und sich nur geringfügig verformt. Der wesentliche Deformationsmechanismus der Aluminiumwabenstrukturen ist bei allen untersuchten Barrierentypen das Faltenbeulen. Der Großteil der kinetischen Impaktenergie wird durch diesen Mechanismus verbraucht. Beim Faltenbeulen kommt es zum Aufreißen der Wabenwände und zum Aufbrechen der Klebstoffschichten innerhalb der Wabenstrukturen. Darüber hinaus ist das Deformations- und Versagensverhalten der Aluminiumwabenstrukturen in den Crash-Barrieren sehr stark von lokalen Effekten geprägt. Unter lokalen Effekten versteht man eine räumlich begrenzte Belastung der Wabenstruktur, die zum Aufreißen der Wabenwände führt. Lokale Effekte treten beim Eindringen von Fahrzeugteilen oder Teilen der Barrierenverkleidung in die Wabenstruktur auf. In Abbildung 3.4 ist ein Schnitt durch eine

untersuchte Barriere aus dem Front-Crash dargestellt. In diesem Schnitt kann man sowohl Zonen des Faltenbeulens als auch eindringende Teile der Barrierenverkleidung erkennen.

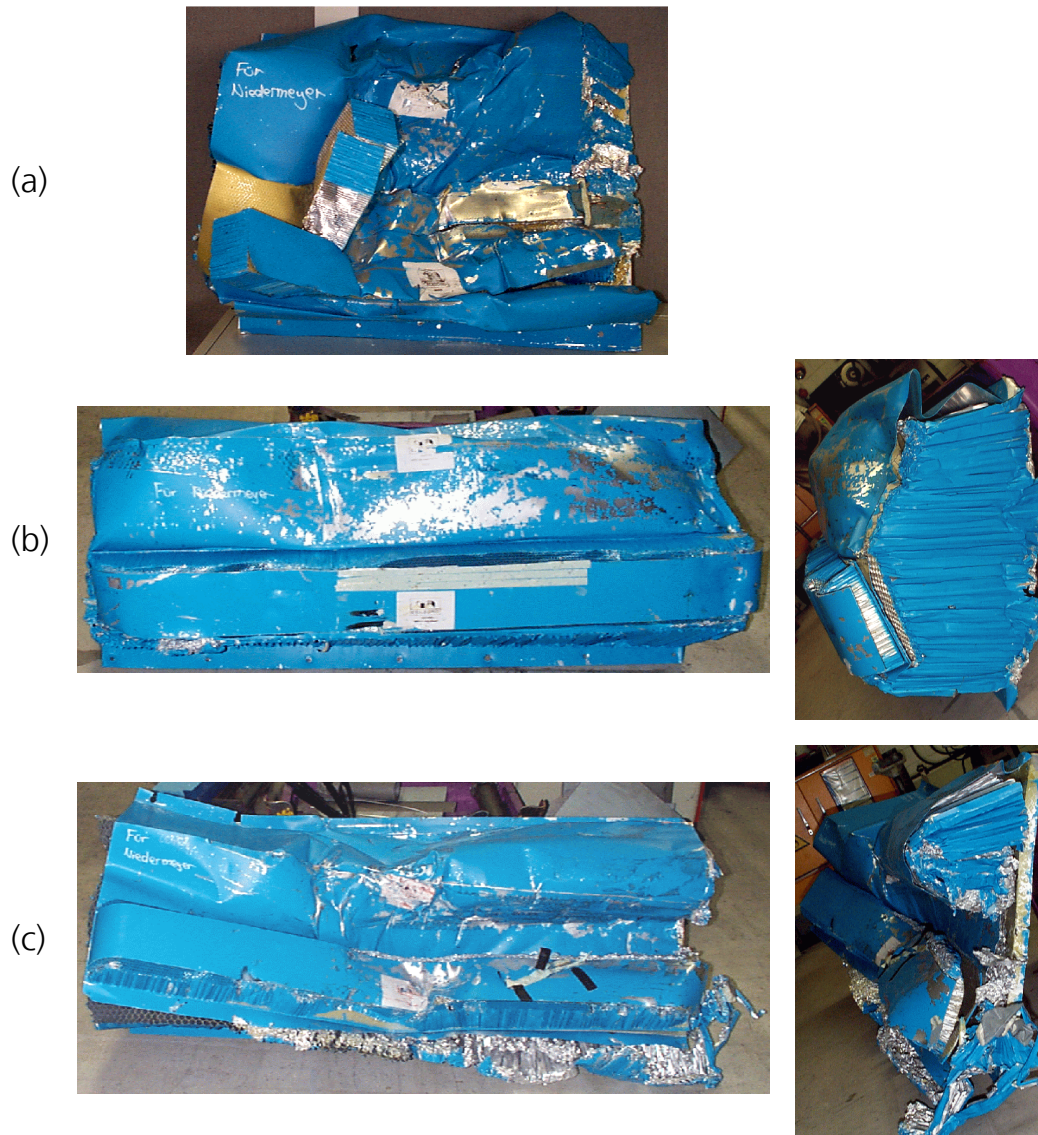


Abbildung 3.3: Deformierte Crash-Barrieren: (a) Front-Crash. (b) Seiten-Crash. (c) Heck-Crash.

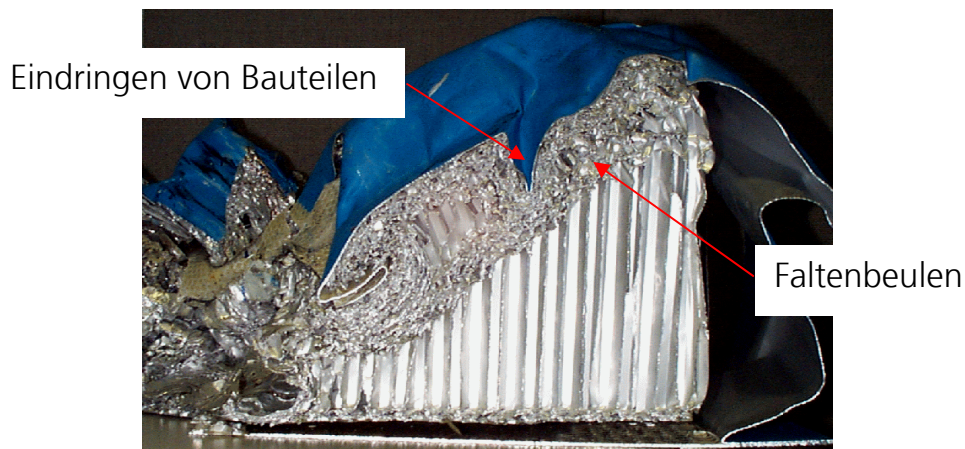


Abbildung 3.4: Schnitt durch eine deformierte Barriere aus dem Front-Crash.

Aufgrund der kleinen Stückzahlen erfolgt die Fertigung der Crash-Barrieren größtenteils manuell. Dadurch weisen die ausgelieferten Barrieren in der Regel nicht vernachlässigbare Streuungen auf. Für die im Rahmen der oben erwähnten Studie untersuchten Barrieren ergab sich beispielsweise für die Wabengröße eine Abweichung von $\pm 15\%$ vom Sollwert. Das Qualitätsmerkmal der Crash-Barrieren ist die Faltenbeulfestigkeit der Aluminiumwabenstrukturen. Zum Zweck der Qualitätssicherung werden daher aus jeder gefertigten Charge an Wabenstruktur einige Blöcke herausgenommen. An diesen Blöcken wird anschließend in einem quasistatischen Druckversuch die Faltenbeulfestigkeit kontrolliert. Ergibt sich bei diesen Stichproben eine zu hohe Faltenbeulfestigkeit, so wird bei allen Wabenstrukturblöcken der untersuchten Charge die Zellwandstärke nachträglich vermindert. Dazu werden die Wabenstrukturblöcke in ein Säurebad getaucht.

3.2 Finite Elemente Modelle für Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren

Bei der Finite Elemente Modellierung der Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren treten zwei Probleme auf. Zum einen existiert derzeit keine geeignete Modellierungstechnik für die Aluminiumwabenstrukturen, die die vielseitigen Deformations- und Versagensmechanismen beim Crashtest unter vertretbarem Rechenaufwand korrekt abbilden kann. Zum anderen ist die

Berücksichtigung des Klebstoffversagens beim Faltenbeulen nur schwer möglich. Auf diese beiden Problematiken soll im Folgenden detailliert eingegangen werden.

3.2.1 Problematik 1: Modellierungstechnik

3.2.1.1 Stand der Forschung

In der virtuellen Automobilentwicklung werden zurzeit zwei verschiedene Modellierungstechniken für die Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren verwendet: die Schalenmodellierung und die Solidmodellierung, Abbildung 3.5.

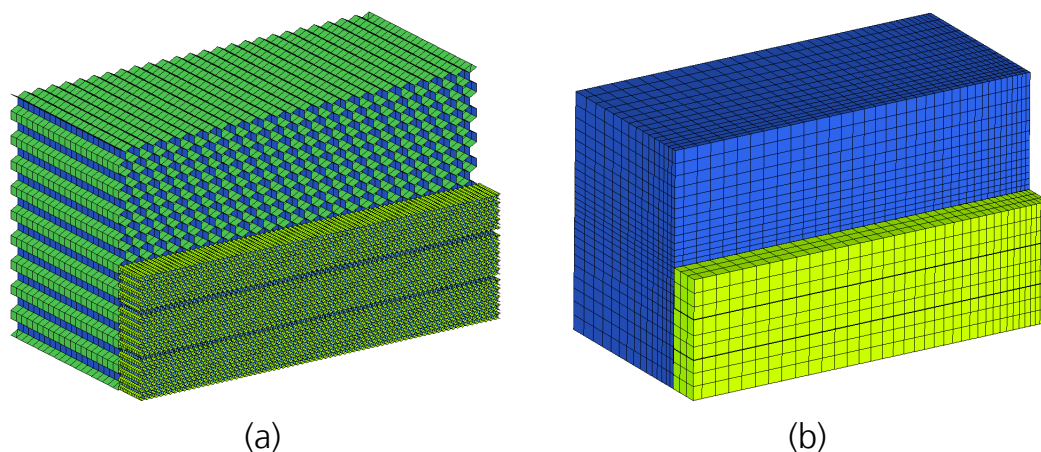


Abbildung 3.5: Modellierungstechniken für die Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren: (a) Schalenmodellierung. (b) Solidmodellierung.

Grundgedanke der Schalenmodellierung ist es, die reale Geometrie der Aluminiumwabenstrukturen mit Schalenelementen abzubilden. Aufgrund der Feinheit der Wabenstrukturen ergibt sich hierbei jedoch eine sehr hohe Elementanzahl, die mit langen Rechenzeiten verbunden ist [9][18][39]. Aus diesem Grund fand die Schalenmodellierung auch erst Anfang dieses Jahrhunderts ihren Einzug in die Berechnungsabteilungen der Automobilindustrie. Doch selbst die heute verfügbare Rechnerkapazität beschränkt die zulässige Netzfeinheit noch auf maximal zwei Elemente je Wabenseite. Die im Rahmen von [28] durchgeführten Simulationen haben gezeigt, dass diese grobe Elementierung jedoch nicht ausreichend ist, um das Faltenbeulen in den Crash-Barrieren hinreichend

genau abzubilden. Bei einer Netzfeinheit von zwei Elementen je Wabenseite wird die Faltenbeulfestigkeit um mehr als 100 Prozent überschätzt. Um die Faltenbeulfestigkeit mit zehn Prozent Genauigkeit vorauszusagen, müssten die Aluminiumwabenstrukturen mit einer Netzfeinheit von wenigstens 24 Elementen je Wabenseite modelliert werden.

Aufgrund der beschränkten Rechnerkapazität wurde daher in der Vergangenheit vorwiegend die Solidmodellierung verwendet [9][18][19][31][32][34][35][37][39]. Bei dieser Modellierungstechnik werden die Aluminiumwabenstrukturen in der Barriere homogenisiert und mit Solidelementen modelliert. Für die Solidelemente wird ein anisotropes Materialmodell gewählt, welches das anisotrope makroskopische Materialverhalten der Aluminiumwabenstrukturen wiedergibt. Im Gegensatz zur Schalenmodellierung kommt diese Technik mit einer wesentlich geringeren Elementanzahl und daher mit entsprechend geringeren Rechenzeiten aus. Allerdings können mit der Solidmodellierung lokale Effekte, die beim Eindringen von Bauteilen in die Wabenstruktur auftreten, nicht abgebildet werden.

3.2.1.2 Vergrößerte Schalenmodellierung

Da sowohl die Schalen- als auch die Solidmodellierung nicht in der Lage ist, die vielseitigen Deformations- und Versagensmechanismen beim Crashtest unter vertretbarem Rechenaufwand korrekt abzubilden, soll in diesem Abschnitt eine neue Modellierungstechnik für die Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren entwickelt werden.

Die Studie der deformierten Crash-Barrieren in Abschnitt 3.1 hat gezeigt, dass das Deformations- und Versagensverhalten der Aluminiumwabenstrukturen sehr stark von lokalen Effekten geprägt ist. Da mit der Solidmodellierung keine lokalen Effekte abgebildet werden können, scheidet eine Weiterentwicklung dieser Modellierungstechnik aus. Mit der Schalenmodellierung können lokale Effekte sehr gut abgebildet werden. Schließlich ist es das Ziel dieser Technik, neben dem makroskopischen Materialverhalten auch die Deformationskinematik der Wabenstrukturen realistisch abzubilden. Allerdings benötigt die Schalenmodellierung eine sehr hohe Netzfeinheit, um das Faltenbeulen korrekt wiederzugeben. Die erforderliche Netzfeinheit ist aus Gründen der

Rechnerkapazität derzeit jedoch noch nicht rentabel. Bedenkt man aber, dass sich die Rechnerleistung in der Vergangenheit stets kontinuierlich weiterentwickelt hat, steckt in der Weiterentwicklung dieser Modellierungstechnik sicherlich ein sehr hohes Potenzial.

Ein möglicher Ansatz für die Weiterentwicklung der Schalenmodellierung besteht darin, eine Ersatzstruktur zu modellieren, die trotz geringerer Elementanzahl das gleiche makroskopische Materialverhalten wie das Modell der realen Wabenstruktur aufweist. Neben der Forderung nach dem gleichen makroskopischen Materialverhalten soll diese Ersatzstruktur auch das lokale Eindringen eines Körpers genauso gut wie das Modell der realen Wabenstruktur abbilden können. Diese Forderung ist erfüllt, wenn zum Eindringen eines Körpers in die Ersatzstruktur der gleiche Kraft-Weg-Verlauf benötigt wird wie zum Eindringen desselben Körpers in das Modell der realen Wabenstruktur. Um eine realistische Massenverteilung im Simulationsmodell sicherzustellen, soll die Ersatzstruktur außerdem die gleiche Dichte wie die reale Wabenstruktur haben.

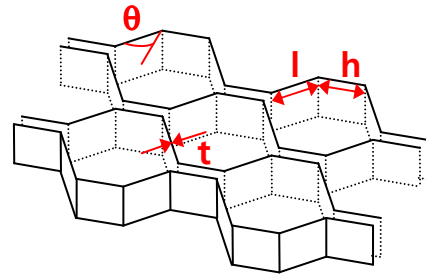
Als Ersatzstruktur bietet sich eine vergrößerte Wabenstruktur an, da diese im Gegensatz zu anderen Ersatzstrukturen eine ähnliche Deformationskinematik wie die reale Wabenstruktur hat. Die ingenieurmäßige Aufgabe besteht somit darin, eine Vergrößerungstechnik zu entwickeln, die in Abhängigkeit der Geometrie, dem Folienmaterial und der Diskretisierung des Modells der realen Wabenstruktur angibt, wie die Geometrie, das Folienmaterial und die Diskretisierung der Ersatzstruktur auszusehen haben, so dass die vergrößerte Wabenstruktur im Vergleich mit der realen Wabenstruktur folgende drei Punkte erfüllt:

- gleiches makroskopisches Materialverhalten
- gleich gute Fähigkeit, das lokale Eindringen eines Körpers in die Wabenstruktur abzubilden
- gleiche Dichte

Das makroskopische Materialverhalten von Wabenstrukturen wurde bereits ausführlich in Abschnitt 2 erläutert. Neben der qualitativen Charakterisierung wurde das Materialverhalten in diesem Abschnitt auch in Abhängigkeit von der Wabengeometrie und den Materialkennwerten des Folienmaterials analytisch beschrieben. Eine Zusammenstellung der analytisch bestimmten Materialkennwerte ist in Anhang 10.1 zu finden.

Alle analytischen Kennwerte liefern genau dann identische Werte für die reale und die vergrößerte Wabenstruktur, wenn in beiden Wabenstrukturen für die Aluminiumfolie dasselbe Materialmodell verwendet wird und für die Geometrie der vergrößerten Wabenstruktur gilt:

- $\frac{t_{\text{vergrößert}}}{t_{\text{real}}} = \frac{l_{\text{vergrößert}}}{l_{\text{real}}} = \frac{h_{\text{vergrößert}}}{h_{\text{real}}}$
- $\theta_{\text{vergrößert}} = \theta_{\text{real}}$



Gleiches makroskopisches Materialverhalten ist somit genau dann erfüllt, wenn man als Vergrößerungstechnik eine maßstäbliche Vergrößerung der Wabengeometrie wählt und für die Aluminiumfolie das Materialmodell beibehält.

Neben den analytischen Materialkennwerten wird in Anhang 10.1 auch der analytische Zusammenhang zur Berechnung der Faltenbeullänge von Wabenstrukturen angegeben, Gleichung 10.25 und 10.26. Bei einer maßstäblichen Vergrößerung mit dem Faktor f ergibt sich damit für die vergrößerte Wabenstruktur die f -fache Faltenbeullänge der realen Wabenstruktur. Für das Modell der vergrößerten Wabenstruktur ist somit dieselbe Diskretisierung wie für das Modell der realen Wabenstruktur ausreichend.

Als nächstes ist zu prüfen, ob die maßstäblich vergrößerte Wabenstruktur das lokale Eindringen eines Körpers genauso gut wie das Modell der realen Wabenstruktur abbilden kann. Diese Forderung ist erfüllt, wenn zum Eindringen eines Körpers in das Modell der vergrößerten Wabenstruktur der gleiche Kraft-Weg-Verlauf benötigt wird wie zum Eindringen desselben Körpers in das Modell der realen Wabenstruktur. Nimmt man an, dass für die Aluminiumfolie dasselbe Materialmodell verwendet wird, dann ist für das Versagen der Aluminiumfolie in beiden Modellen der gleiche Spannungszustand erforderlich. Der gleiche Kraft-Weg-Verlauf tritt somit dann auf, wenn unter der gleichen Belastung in den belasteten Elementen der vergrößerten Wabenstruktur der gleiche Spannungszustand wie in den belasteten Elementen der realen Wabenstruktur vorliegt.

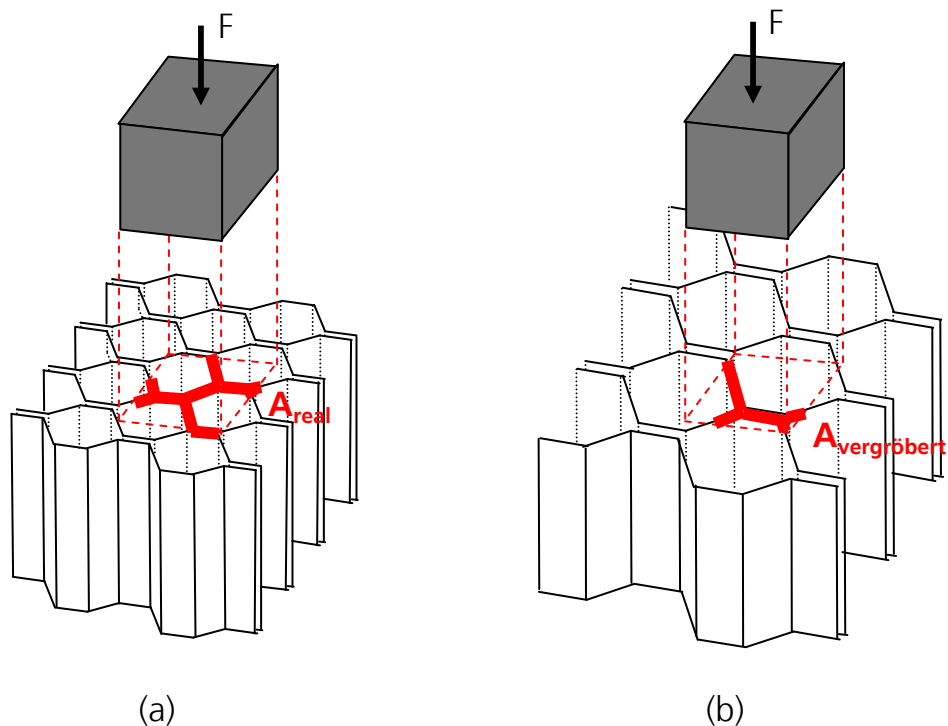


Abbildung 3.6: Lokales Eindringen eines Körpers in eine Wabenstruktur: (a) Reale Wabenstruktur. (b) Vergrößerte Wabenstruktur.

Betrachtet man die reale und die vergrößerte Wabenstruktur aus Abbildung 3.6, in die der gleiche quaderförmige Körper gedrückt wird. Nimmt man an, dass sich die Druckkraft F flächenanteilig auf die vom Körper überdeckten Wabenwände verteilt, dann liegt in den belasteten Elementen der realen Wabenstruktur der folgende Spannungszustand vor:

$$\sigma_{\text{real}} = \frac{F}{A_{\text{real}}} \quad \mathbf{3.1}$$

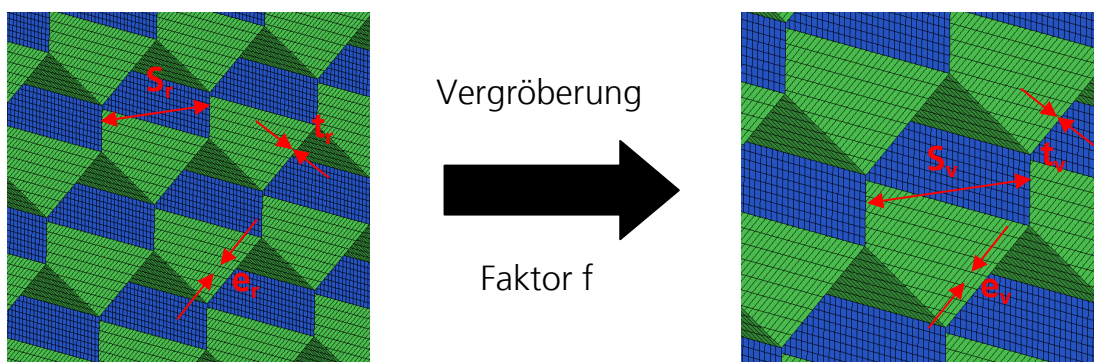
In den belasteten Elementen der vergrößerten Wabenstruktur liegt der folgende Spannungszustand vor:

$$\sigma_{\text{vergrößert}} = \frac{F}{A_{\text{vergrößert}}} \quad \mathbf{3.2}$$

Wird der gleiche quaderförmige Körper in eine um den Faktor f vergrößerte Wabenstruktur hineingedrückt, so überdeckt seine Druckfläche nur f^{-2} Wabenwände. Allerdings weist jede Wabenwand in

der vergrößerten Wabenstruktur eine um den Faktor f^2 vergrößerte Querschnittsfläche auf. Damit entspricht die Querschnittsfläche $A_{\text{vergrößert}}$ der vergrößerten Wabenstruktur der Querschnittsfläche A_{real} der realen Wabenstruktur. Somit liegt unter der gleichen Belastung in den belasteten Elementen der vergrößerten Wabenstruktur der gleiche Spannungszustand wie in den belasteten Elementen der realen Wabenstruktur vor. Damit ist bewiesen, dass die maßstäblich vergrößerte Wabenstruktur das lokale Eindringen eines Körpers genauso gut wie das Modell der realen Wabenstruktur abbilden kann.

Für den Fall der maßstäblichen Vergrößerung ist auch die Gleichheit der Dichte erfüllt. Dies geht aus dem analytischen Zusammenhang zur Berechnung der Dichte aus Anhang 10.1, Gleichung 10.1, hervor.



- Skalierung
 - der geometrischen Größen: $S_v = f \cdot S_r$, $t_v = f \cdot t_r$, etc.
 - der Elementkantenlängen: $e_v = f \cdot e_r$, etc.
- Beibehaltung des Materialmodells für die Folie

Abbildung 3.7: Vergrößerungstechnik: maßstäbliche Vergrößerung.

Damit ist eine sehr einfache Vergrößerungstechnik für die Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren entwickelt worden. Zur Verdeutlichung ist diese Vergrößerungstechnik in Abbildung 3.7 dargestellt. Bei gleich bleibender Prognosefähigkeit kann die erforderliche Elementanzahl des Barrierenmodells mit dem Vergrößerungsfaktor f um f^3 verringert werden. Dies bedeutet auch, dass bei gleicher Elementanzahl des Barrierenmodells mit der vergrößerten Schalenmodellierung die f -fache Netzfeinheit wie mit der herkömmlichen Schalenmodellierung gewählt werden kann. Dadurch kann bei gleichem

Rechenaufwand die Genauigkeit der Faltenbeulfestigkeit um ein Vielfaches gesteigert werden, Abschnitt 5.2.

Allerdings sind dieser Modellierungstechnik auch Grenzen gesetzt. Der Vergrößerungsfaktor darf aus zwei Gründen nicht beliebig groß gewählt werden. Zum einen muss die Anzahl der Waben in den Barrieren so groß sein, dass Randeffekte außer Acht gelassen werden können. Unter Randeffekten ist hierbei der Einfluss der Wabenreihen am Rand der Barrieren zu verstehen, die teilweise nur aus Wabenbruchteilen bestehen, Abbildung 3.8. Zum anderen muss die Anzahl der Waben in den Barrieren so groß sein, dass eindringende Bauteile mindestens mit einer Wabenwand in Kontakt treten.

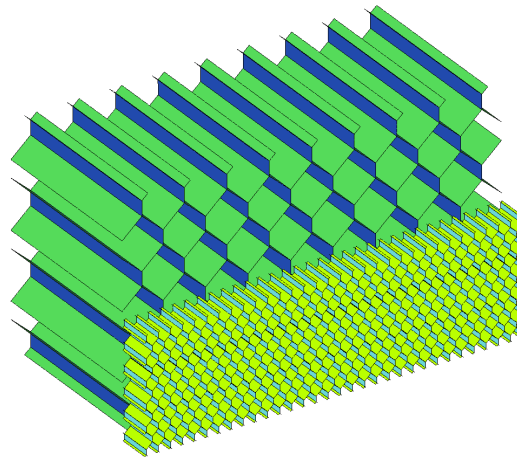


Abbildung 3.8: Randeffekte von Aluminiumwabenstrukturen.

In [28] wurde mit dieser Vergrößerungstechnik ein Finite Elemente Modell für die EEVC Frontal Offset Barriere aufgebaut und mit je einem Modell nach der Schalen- und der Solidmodellierung verglichen. Es zeigte sich, dass die Steifigkeit und das Deformationsverhalten der Crash-Barriere bei gleichem Rechenaufwand mit der vergrößerten Schalenmodellierung wesentlich genauer wiedergegeben werden können als mit den beiden anderen Barrierenmodellen.

Auch von anderen Forschern wurde in jüngster Vergangenheit die vergrößerte Schalenmodellierung für die Modellierung von Aluminiumwabenstrukturen in deformierbaren Crash-Barrieren verwendet. Beispielhaft ist in diesem Zusammenhang die Arbeit von Tryland [38] zu nennen. Im Unterschied zur vorliegenden Arbeit wurde

die verwendete Vergrößerungstechnik von Tryland jedoch nicht analytisch hergeleitet. Stattdessen wurden die Parameter der vergrößerten Wabenstruktur, wie die Materialkennwerte des Folienmaterials und die Diskretisierung, mit Hilfe eines Versuchabgleichs bestimmt.

3.2.2 Problematik 2: Einfluss des Klebstoffversagens

Aufgrund der Fertigung der Wabenstrukturen nach dem Expansionsverfahren, Abschnitt 2.1, bestehen die Aluminiumwabenstrukturen in den deformierbaren Crash-Barrieren aus Aluminiumfolie und Klebstoff, Abbildung 3.9. Die Dicke der Klebstoffschichten beträgt im Durchschnitt 0,01 mm.

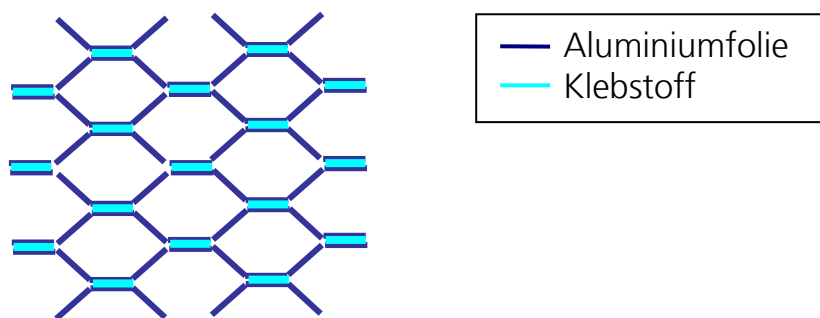


Abbildung 3.9: Aufbau der Aluminiumwabenstrukturen in den deformierbaren Crash-Barrieren.

Die Studie der deformierten Crash-Barrieren in Abschnitt 3.1 hat gezeigt, dass der dominante Deformationsmechanismus der Aluminiumwabenstrukturen beim Crashtest das Faltenbeulen ist. Beim Faltenbeulen kommt es zum Versagen des Klebstoffs innerhalb der Wabenstrukturen. Aufgrund der geringen Dicke der Klebstoffschichten ist die Berücksichtigung des Klebstoffversagens bei der vergrößerten Schalenmodellierung jedoch nur schwer möglich. Zum einen erschwert die geringe Klebschichtdicke die experimentelle Charakterisierung des Klebstoffverhaltens. Zum anderen sind die dünnen Klebstoffschichten numerisch schwer diskretisierbar. Daher werden die verklebten Wabenwände stattdessen als Schalenelemente mit doppelter Wandstärke abgebildet.

In [28] wurden Simulationen mit Wabenstrukturen mit und ohne Klebstoffversagen durchgeführt. Bei den Simulationen ohne

Klebstoffversagen wurden die verklebten Wabenwände mit Schalenelementen der doppelten Folienstärke modelliert. Bei den Simulationen mit Klebstoffversagen wurden die Klebstoffschichten näherungsweise über Interface-Elemente berücksichtigt. Bei den Simulationen mit Klebstoffversagen stellte sich beim Faltenbeulen stets ein anderer Faltungsmode als bei den Simulationen ohne Klebstoffversagen ein. Zusätzlich dazu war die simulierte Faltenbeulfestigkeit bei den Simulationen mit Klebstoffversagen niedriger als bei den Simulationen ohne Klebstoffversagen. Offensichtlich kann sich durch das Auftrennen der Klebstoffschichten beim Faltenbeulen ein energetisch günstigerer Faltungsmode ausbilden, was mit einer Abnahme der Faltenbeulfestigkeit verbunden ist. Es stellt sich die Frage, wie groß der Fehler bei der Simulation der Faltenbeulfestigkeit ist, wenn man das Klebstoffversagen bei der Modellierung nicht berücksichtigt. Die Größe dieses Fehlers soll im Folgenden analytisch hergeleitet werden.

4 Analytische Herleitung

In diesem Abschnitt wird der Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen analytisch hergeleitet. Es wird hergeleitet, um wie viel die Faltenbeulfestigkeit dadurch absinkt, dass sich beim Faltenbeulen durch das Auftrennen der Klebstoffschichten ein energetisch günstigerer Faltungsmode ausbilden kann. Zunächst wird dazu die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen ermittelt. Anschließend wird die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen bestimmt. Der Einfluss des Klebstoffversagens ergibt sich daraufhin als Differenz der Faltenbeulfestigkeit ohne und mit Klebstoffversagen.

Bei der folgenden Herleitung werden drei Annahmen getroffen:

- Die spezifische Bruchflächenenergie des Klebstoffs ist vernachlässigbar. Für das Aufreißen der Klebstoffschichten wird keine Energie benötigt.
- Die durch elastische Deformation gespeicherte Energie ist vernachlässigbar. Bei der Herleitung werden nur die durch plastische Deformation gespeicherten Energieanteile berücksichtigt.
- Beim Faltenbeulen kommt es nicht zum Aufreißen der Folie.

4.1 Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen

Die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen wurde erstmals 1963 analytisch von McFarland [22] hergeleitet. Eine Weiterentwicklung dieser Herleitung erfolgte 1983 durch Wierzbicki [40]. Auf die Unterschiede sowie die Grenzen der beiden Herleitungen wurde bereits detailliert in Abschnitt 2.3 eingegangen.

Bei seiner Herleitung nahm Wierzbicki für die Wabenstrukturen zunächst einen Deformationsmode mit unbekannter Faltenbeullänge $H_{\text{Wierzbicki}}$ an, Abbildung 4.1(a). Sein Deformationsmode basiert darauf, dass die Energie beim Faltenbeulen durch Biegedeformation und durch Bewegung der Fließgelenke im Folienmaterial verbraucht wird. Ein Versagen des

Folienmaterials schloss er aus. Anschließend ermittelte er für diesen Deformationsmode die gespeicherte plastische Energie. Durch Gleichsetzen der äußeren Arbeit mit der gespeicherten plastischen Energie konnte er daraus die Faltenbeulfestigkeit in Abhängigkeit der unbekanntem Faltenbeullänge berechnen. Unter der Annahme, dass die gespeicherte plastische Energie minimal ist, konnte er anschließend die unbekanntem Faltenbeullänge mit Hilfe einer Extremwertberechnung ermitteln.

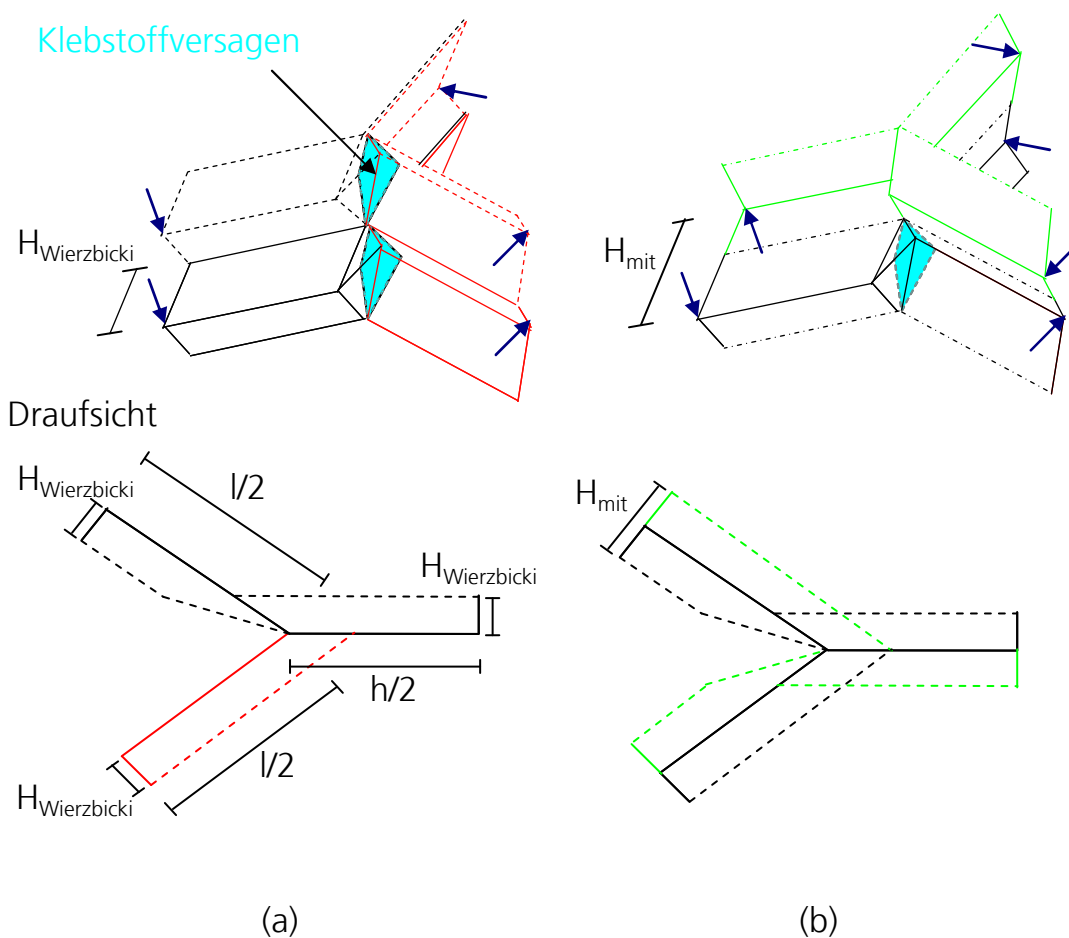


Abbildung 4.1: Gewählter Deformationsmode mit Klebstoffversagen: (a) Wierzbicki. (b) Niedermeyer.

Ein Kritikpunkt in Wierzbickis Herleitung ist der gewählte Deformationsmode. Bei diesem Deformationsmode werden die Wabenwände beim Faltenbeulen nur in eine Richtung ausgelenkt, Abbildung 4.1(a). Dieses Verhalten kann in Realität nicht beobachtet

werden. In aufgeschnittenen Versuchsproben sieht man, dass die Wabenwände beim Faltenbeulen in zwei Richtungen ausgelenkt werden, Abbildung 4.2. Für die analytische Herleitung der Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen wird in dieser Arbeit daher der Deformationsmode aus Abbildung 4.1(b) zugrunde gelegt. Bei diesem Deformationsmode werden die Wabenwände in zwei Richtungen ausgelenkt. Diesen Deformationsmode erhält man, indem man auf den Deformationsmode von Wierzbicki den um 180° gedrehten Deformationsmode von Wierzbicki aufsetzt. Es ist leicht einzusehen, dass der neue Deformationsmode eine größere Faltenbeullänge als der Deformationsmode von Wierzbicki hat. Des Weiteren wird in diesem Deformationsmode weniger plastische Energie gespeichert, da die zylinderförmigen Fließgelenke [40] an den strichpunktiierten Schnittkanten von Abbildung 4.1(b) entfallen.

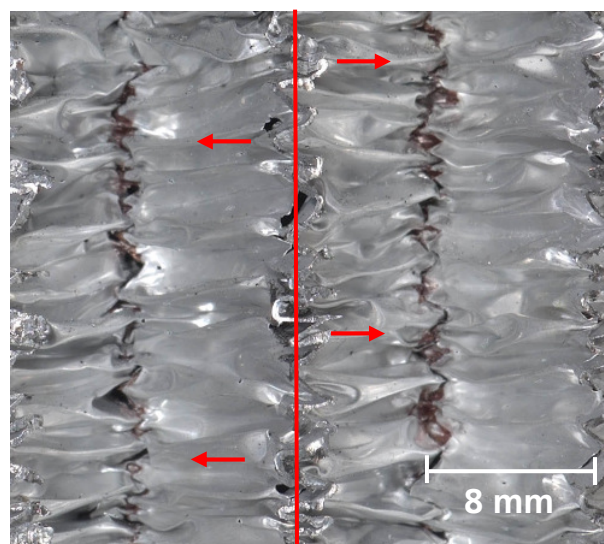


Abbildung 4.2: Auslenkung der Wabenwände während des Faltenbeulens.

Darüber hinaus gilt Wierzbickis Herleitung nur für nicht reguläre hexagonale Wabenstrukturen mit gleichen Seitenlängen ($h=l$, θ =beliebig). Leicht kann Wierzbickis Herleitung auch für ungleiche Seitenlängen ausformuliert werden. Ungleiche Seitenlängen wirken sich auf die gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Zonen sowie die zugehörige Querschnittsfläche des Faltungselements aus. Die folgende analytische Herleitung wird für Wabenstrukturen mit ungleichen Seitenlängen durchgeführt. Im Folgenden gemachte Vergleiche mit Wierzbickis Herleitung, beispielsweise bei der Faltenbeulfestigkeit,

beziehen sich auf die Größen, die man erhält, wenn man in Wierzbickis Herleitung ungleiche Seitenlängen berücksichtigt.

Zur analytischen Herleitung der Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen wird entsprechend [40] vorgegangen. Zunächst wird die gespeicherte plastische Energie in den einzelnen plastischen Deformationszonen hergeleitet. Durch Gleichsetzen der äußeren Arbeit mit der gespeicherten plastischen Energie wird daraus die Faltenbeulkraft in Abhängigkeit der unbekanntem Faltenbeullänge berechnet. Unter der Annahme, dass die gespeicherte plastische Energie minimal ist, wird anschließend die unbekanntem Faltenbeullänge mit Hilfe einer Extremwertberechnung ermittelt. Größen, welche die Geometrie der Wabenstruktur betreffen (S , h , l , t und θ), beziehen sich auf Abbildung 2.2. Bei α_{mit} handelt es sich um den Winkel, der den aktuellen Deformationszustand des Deformationsmodes beschreibt [40]. Unter b_{mit} ist der kleinere Radius der torusförmigen Deformationszonen zu verstehen [40]. Mit σ_s ist die Fließspannung des Folienmaterials gemeint. Für die Auswertung der Integrale wurde das Programmsystem MAPLE [21] verwendet.

Da der gewählte Deformationsmode aus zwei kongruenten Teilstücken besteht, Abbildung 4.1(b), wird die Energiebetrachtung im Folgenden nur an einem Teilstück durchgeführt. Die während eines Faltungsvorgangs in den plastischen Deformationszonen gespeicherten plastischen Energieanteile können analog zu [40] berechnet werden.

Die gespeicherte plastische Energie in den torusförmigen Zonen beträgt:

$$\begin{aligned}
 E_{1_mit} &= 2 \cdot 4 \cdot \sigma_s \cdot t \cdot I_1(\theta) \cdot b_{mit} \cdot \frac{1}{2} \cdot H_{mit} & \mathbf{4.1} \\
 &= 4 \cdot \sigma_s \cdot t \cdot I_1(\theta) \cdot b_{mit} \cdot H_{mit} \\
 \text{mit } I_1(\theta) &= \frac{\pi}{\left(\frac{\pi}{2} + \theta\right) \cdot \tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} \cdot \\
 &\int_0^{\frac{\pi}{2}} \cos \alpha_{mit} \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right) - \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} + \frac{\frac{\pi}{2} + \theta}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\tan \alpha_{mit}}{\sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)}\right)\right) \right] d\alpha_{mit}
 \end{aligned}$$

Die gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Zonen beträgt:

$$\begin{aligned}
 E_{2_mit} &= \frac{\pi}{2} \cdot \left(4 \cdot \frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot \frac{l}{2} + 2 \cdot \frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot (2t)^2 \cdot \frac{h}{2} \right) & \mathbf{4.2} \\
 &= \frac{\pi}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot (l + 2h)
 \end{aligned}$$

Die gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Zonen beträgt:

$$\begin{aligned}
 E_3 &= 2 \cdot 4 \cdot \frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{mit}^2}{4b_{mit}} = \frac{1}{2} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{mit}^2}{b_{mit}} & \mathbf{4.3} \\
 \text{mit } I_3(\theta) &= \frac{1}{\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos \alpha_{mit}}{\sin\left(\arctan\left(\frac{\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)}{\sin \alpha_{mit}}\right)\right)} d\alpha_{mit}
 \end{aligned}$$

Damit ergibt sich die durchschnittliche Faltenbeulkraft für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen zu:

$$\begin{aligned}
 P_{m_mit} &= \frac{E_{1_mit} + E_{2_mit} + E_{3_mit}}{H_{mit}} & \mathbf{4.4} \\
 &= 4 \cdot \sigma_S \cdot t \cdot I_1(\theta) \cdot b_{mit} + \frac{\pi}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot (l + 2h) \cdot \frac{1}{H_{mit}} + \\
 &\quad \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{mit}}{2b_{mit}}
 \end{aligned}$$

Unter der Annahme, dass die gespeicherte plastische Energie minimal ist, können die folgenden Extremwertbedingungen zur Ermittlung der Faltenbeullänge H_{mit} und des kleineren Radius b_{mit} der torusförmigen Deformationszonen aufgestellt werden:

$$\frac{\partial P_{m_mit}}{\partial H_{mit}} = -\frac{\pi}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot (l + 2h) \cdot \frac{1}{H_{mit}^2} + \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{1}{2b_{mit}} = 0 \quad \mathbf{4.5}$$

$$\frac{\partial P_{m_mit}}{\partial b_{mit}} = 4 \cdot \sigma_S \cdot t \cdot I_1(\theta) - \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{mit}}{2b_{mit}^2} = 0 \quad \mathbf{4.6}$$

Daraus ergibt sich die Faltenbeullänge für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen. Diese ist um den Faktor $2^{1/3}$ größer als die

Faltenbeullänge, die man mit dem Deformationsmode von Wierzbicki erhält:

$$H_{\text{mit}} = \frac{1}{2} \cdot \sqrt[3]{\frac{\pi^2 \cdot (l+2h)^2 \cdot t}{4 \cdot I_1(\theta) \cdot I_3(\theta)}} = \sqrt[3]{2} \cdot H_{\text{Wierzbicki}} \quad \mathbf{4.7}$$

Des Weiteren kann man mit 4.5 und 4.6 den kleineren Radius der torusförmigen Deformationszonen bestimmen. Dieser ist um den Faktor $0,5^{1/3}$ kleiner als der Radius, den man mit dem Deformationsmode von Wierzbicki erhält:

$$b_{\text{mit}} = \frac{1}{4} \cdot \sqrt[3]{\frac{\pi \cdot (l+2h) \cdot t^2 \cdot I_3(\theta)}{2 \cdot I_1(\theta)^2}} = \frac{1}{\sqrt[3]{2}} \cdot b_{\text{Wierzbicki}} \quad \mathbf{4.8}$$

Nach der Substitution von 4.7 und 4.8 in 4.4 ergibt sich die durchschnittliche Faltenbeulkraft für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen gemäß Gleichung 4.9. Diese ist um den Faktor $0,5^{1/3}$ kleiner als die Faltenbeulkraft, die man mit dem Deformationsmode von Wierzbicki erhält:

$$\begin{aligned} P_{m_mit} &= 3 \cdot \sigma_s \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{2} \cdot \pi \cdot t^5 \cdot (l+2h) \cdot I_1(\theta) \cdot I_3(\theta)} \\ &= \frac{1}{\sqrt[3]{2}} \cdot P_{m_Wierzbicki} \end{aligned} \quad \mathbf{4.9}$$

Bezieht man die durchschnittliche Faltenbeulkraft P_{m_mit} auf die zugehörige Querschnittsfläche des Faltungselements, so ergibt sich die durchschnittliche Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen:

$$\begin{aligned} \sigma_{pl_T_Druck_mit} &= 3 \cdot \sigma_s \cdot \frac{\sqrt[3]{\pi \cdot t^5 \cdot (l+2h) \cdot I_1(\theta) \cdot I_3(\theta)}}{\sqrt[3]{2} \cdot l \cdot \cos(\theta) \cdot (h+l \cdot \sin(\theta))} \\ &= \frac{1}{\sqrt[3]{2}} \cdot \sigma_{pl_T_Druck_Wierzbicki} \end{aligned} \quad \mathbf{4.10}$$

Setzt man 4.7 und 4.8 in 4.1 bis 4.3 ein, so zeigt sich, dass alle drei plastischen Energierterme zu gleichen Teilen zur Faltenbeulfestigkeit beitragen:

$$\varepsilon_{1_mit} = \varepsilon_{2_mit} = \varepsilon_{3_mit} = \frac{\pi}{4} \cdot \sigma_s \cdot t^2 \cdot (l + 2h) \quad 4.11$$

Da alle drei plastischen Energieterme zu gleichen Teilen zur Faltenbeulfestigkeit beitragen, liegt nach Wierzbicki [40] in allen drei plastischen Deformationszonen die gleiche Fließspannung vor. Um die Größe der Fließspannung angeben zu können, reicht es daher aus, die durchschnittliche plastische Verzerrung in einer der drei plastischen Deformationszonen zu ermitteln. Hier wird die durchschnittliche plastische Verzerrung in den kegelförmigen Deformationszonen hergeleitet. Es wird der Durchschnitt der plastischen Verzerrungen berechnet, die beim Bewegen der Fließgelenke im Folienmaterial unter Berücksichtigung der Love-Kirchhoff-Hypothese über die Foliendicke auftreten. Die durchschnittliche plastische Verzerrung ergibt sich damit zu:

$$\varepsilon_{av_mit} = \frac{2}{t} \int_0^{\frac{t}{2}} \frac{1}{b_{mit}} \cdot z \, dz = \frac{t}{4b_{mit}} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot t \cdot I_1(\theta)^2}{\pi \cdot (l + 2h) \cdot I_3(\theta)}} \quad 4.12$$

Ist das Verfestigungsverhalten des Folienmaterials bekannt, kann damit die Fließspannung σ_s des Folienmaterials aus dem Spannungs-Verzerrungs-Verlauf entnommen werden.

4.2 Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen

Auch für die Herleitung der Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen muss zunächst ein Deformationsmode angenommen werden. Hierzu wird das Faltenbeulen ohne Klebstoffversagen mit Hilfe einer Finite Elemente Simulation rekonstruiert. Simulationsmodell und Simulationsablauf entsprechen Abschnitt 5.2. Im Gegensatz zu Abschnitt 5.2 wurde jedoch das Versagen der Aluminiumfolie ausgeschlossen. Der beobachtete Deformationsmode ist in Abbildung 4.3 im Vergleich zum Deformationsmode mit Klebstoffversagen dargestellt. Beim Deformationsmode mit Klebstoffversagen werden alle Schenkel in einer Schnittebene in die gleiche Richtung ausgelenkt. Dies ist beim Deformationsmode ohne

Klebstoffversagen nicht möglich. Der grüne Schenkel wird infolge des Klebstoffs in die entgegengesetzte Richtung ausgelenkt.

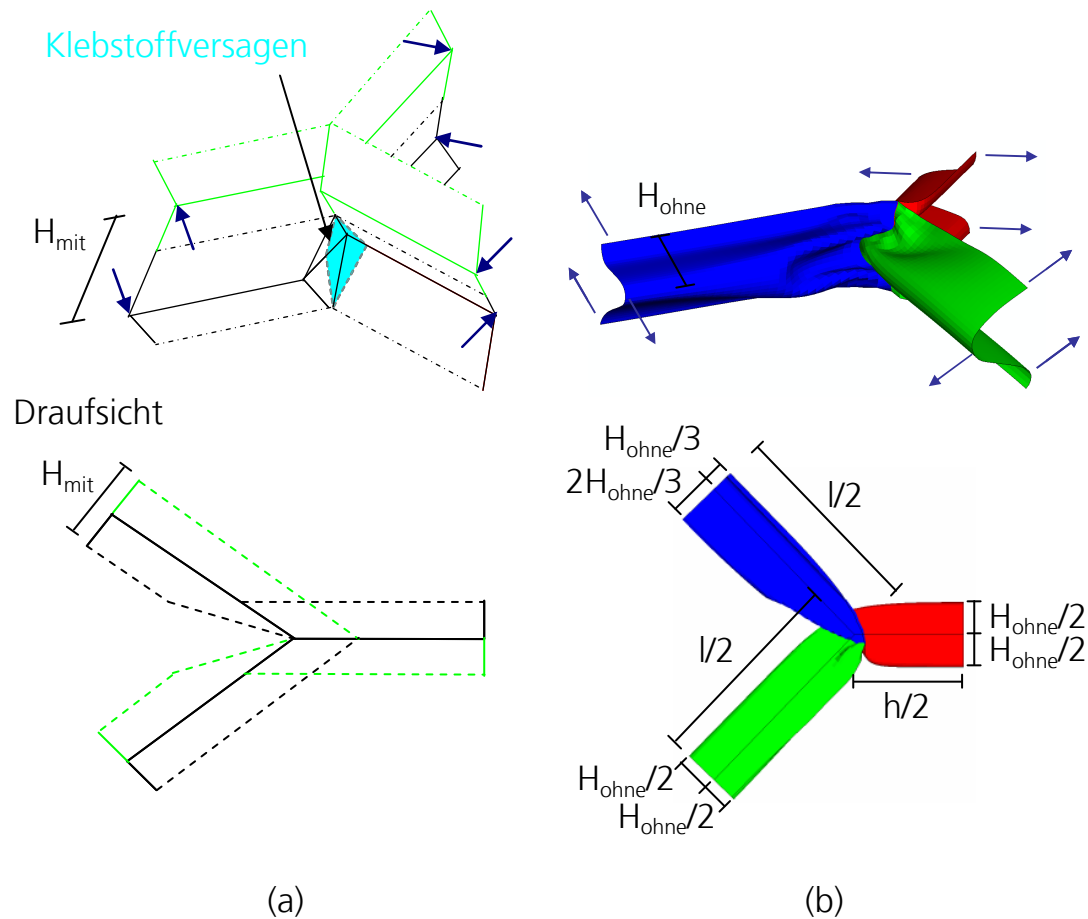


Abbildung 4.3: Gewählter Deformationsmode: (a) Mit Klebstoffversagen. (b) Simulation: ohne Klebstoffversagen.

Die idealisierte Geometrie des gewählten Deformationsmodes ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Es ergeben sich die folgenden Zusammenhänge:

$$v_1 = \frac{1}{2} \cdot H_{ohne} \cdot \cos(\alpha) \cdot \dot{\alpha} \quad \mathbf{4.13}$$

$$v_2 = \frac{1}{3} \cdot H_{ohne} \cdot \cos(\alpha) \cdot \dot{\alpha} \quad \mathbf{4.14}$$

$$v_3 = \frac{2}{3} \cdot H_{ohne} \cdot \cos(\alpha) \cdot \dot{\alpha} \quad \mathbf{4.15}$$

$$\tan \gamma = \frac{\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)}{\sin \alpha} \quad 4.16$$

$$\tan \beta = \frac{\tan \alpha}{\sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} \quad 4.17$$

$$\psi = \frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} + \frac{\frac{\pi}{2} + \theta}{\pi} \cdot \beta \quad 4.18$$

$$\overline{DU} = \frac{5 \cdot H_{\text{ohne}}}{12 \cdot \sin \gamma} \quad 4.19$$

$$\overline{CD} = \frac{7 \cdot H_{\text{ohne}}}{12 \cdot \sin \gamma} \quad 4.20$$

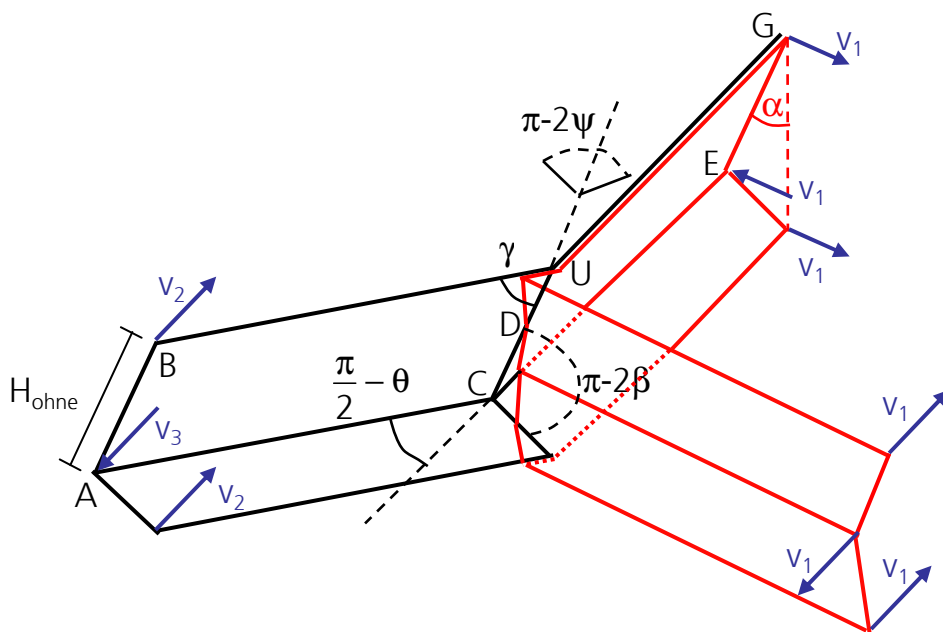


Abbildung 4.4: Idealisierte Geometrie des Deformationsmodes.

Für den gewählten Deformationsmode ergeben sich die folgenden Deformationszonen, Abbildung 4.5. Zur besseren Übersicht wird der Deformationsmode in Part I und Part II unterteilt. In Part I bilden sich sechs zylinderförmige Zonen aus, in denen sich die plastischen Gelenkkanten aufspalten und sich in entgegengesetzte Richtungen auseinander bewegen. Des Weiteren treten in Part I vier kegelförmige Zonen auf, die sich während des Faltungsvorgangs durch das Folienmaterial bewegen. Dabei wird die Folie ge- und entkrümmt. Zusätzlich dazu entstehen in

Part I drei torusförmige Deformationszonen, die sich während des Faltungsvorgangs ebenfalls durch das Folienmaterial bewegen. Neben dem Krümmen und Entkrümmen der Folie in der Bewegungsrichtung wird die Folie senkrecht zur Bewegungsrichtung verzerrt. Komplettiert wird Part I durch vier trapezförmige Zonen, in denen die Folie parallel zu den zylinderförmigen Zonen gedehnt wird. In Part II bilden sich drei zylinderförmige Deformationszonen aus, in denen sich, wie in den zylinderförmigen Zonen des Parts I, die plastischen Gelenkkanten aufspalten und sich in entgegengesetzte Richtungen auseinander bewegen. Darüber hinaus treten in Part II acht kegelstumpfförmige Deformationszonen auf, von denen jeweils zwei Zonen kongruent sind. In diesen Zonen wird die Folie parallel zu den zylinderförmigen Zonen verzerrt. Des Weiteren besteht Part II aus zwei rechteckförmigen Zonen, in denen keine Deformation stattfindet.

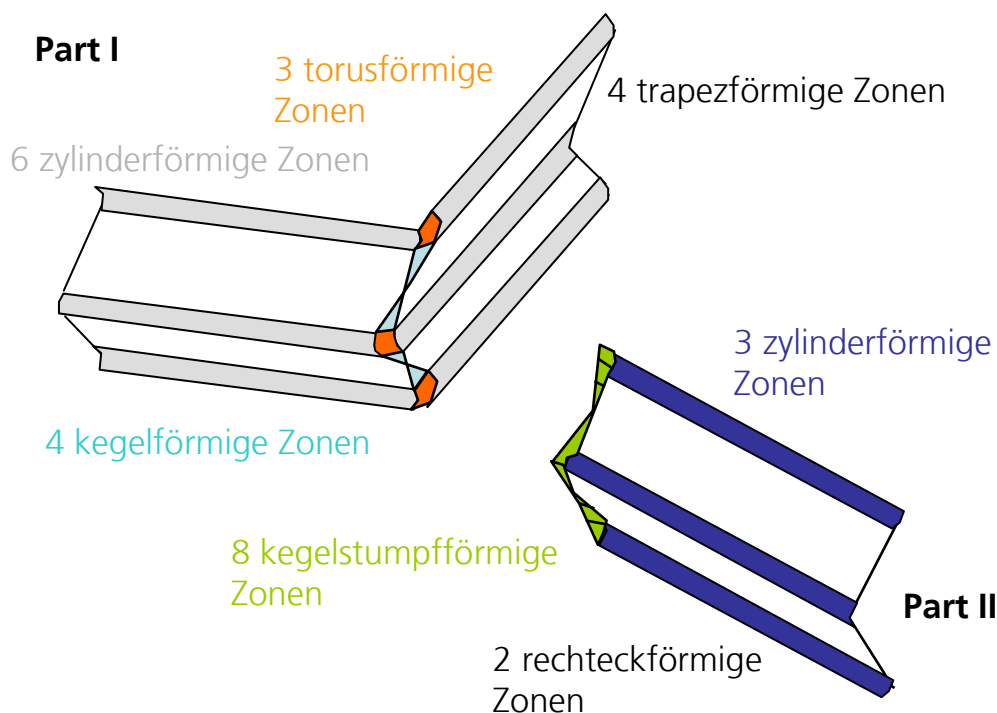


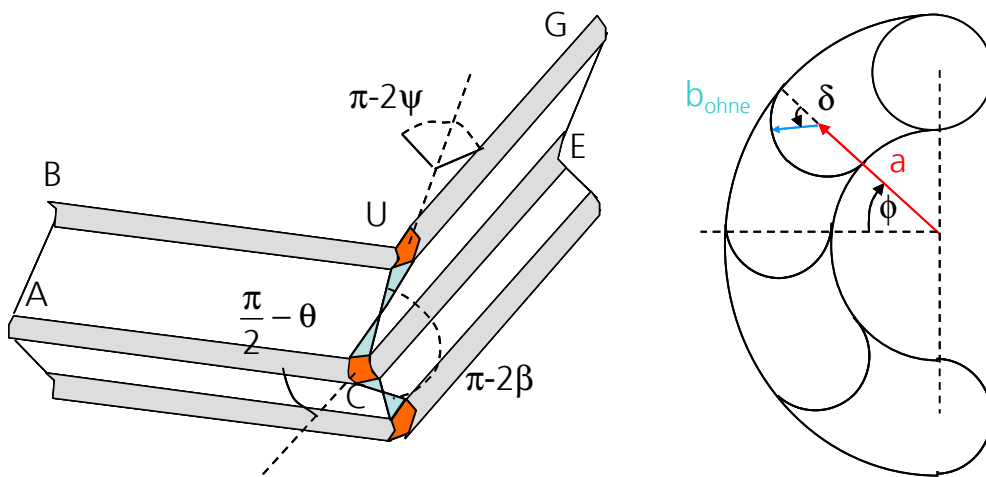
Abbildung 4.5: Darstellung der Deformationszonen.

Im Folgenden wird zunächst die gespeicherte plastische Energie in den einzelnen plastischen Deformationszonen hergeleitet. Durch Gleichsetzen der äußeren Arbeit mit der gesamten gespeicherten plastischen Energie wird daraus die Faltenbeulkraft in Abhängigkeit der unbekannt

Faltenbeullänge berechnet. Unter der Annahme, dass die gespeicherte plastische Energie minimal ist, wird anschließend die unbekannte Faltenbeullänge mit Hilfe einer Extremwertberechnung ermittelt.

4.2.1 Gespeicherte plastische Energie in den torusförmigen Deformationszonen

Als Erstes wird die gespeicherte plastische Energie in den drei torusförmigen Zonen von Part I berechnet. Hierzu zählt die torusförmige Zone, die die Ebene durch die Punkte A, C und E schneidet, Abbildung 4.6. Diese wird im Folgenden mit Zone ACE bezeichnet. Die zweite Zone ist die torusförmige Zone, die die Ebene durch die Punkte B, U und G schneidet. Diese wird im Folgenden Zone BUG genannt. Die dritte torusförmige Zone ist zur Zone BUG kongruent und muss daher nicht gesondert betrachtet werden. Es ist anzumerken, dass die Zone BUG und ihre kongruente Zone jeweils nur zur Hälfte zum betrachteten Deformationsmode beitragen.



$$\delta: \frac{\pi}{2} - \psi \leq \delta \leq \frac{\pi}{2} + \psi \quad \text{mit} \quad \psi = \frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} + \frac{\pi + \theta}{\pi} \cdot |\phi|$$

$$\phi: -\beta \leq \phi \leq \beta$$

a, b_{ohne} : konstant

Abbildung 4.6: Torus-Koordinatensystem für die Zone ACE.

Zunächst wird die Zone ACE betrachtet. Für diese Zone wird das Torus-Koordinatensystem in Abbildung 4.6 definiert. In Abbildung 4.7 ist die

Geschwindigkeitsverteilung in der Ebene durch die Punkte A, C und E dargestellt.

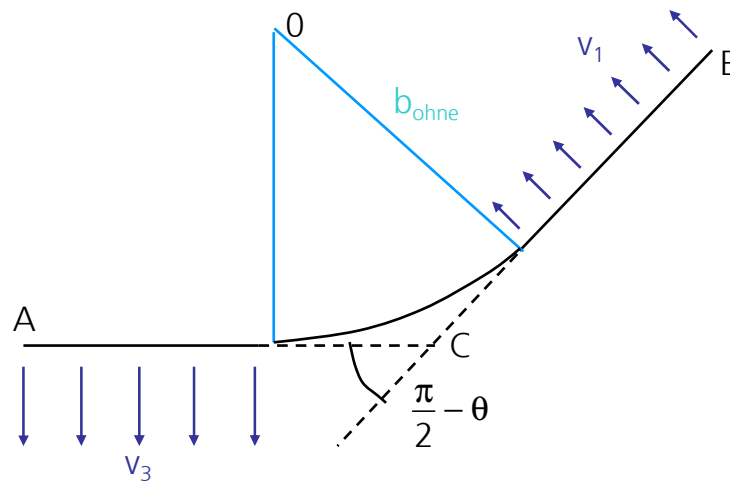


Abbildung 4.7: Geschwindigkeitsverteilung in der Ebene durch die Punkte A, C und E.

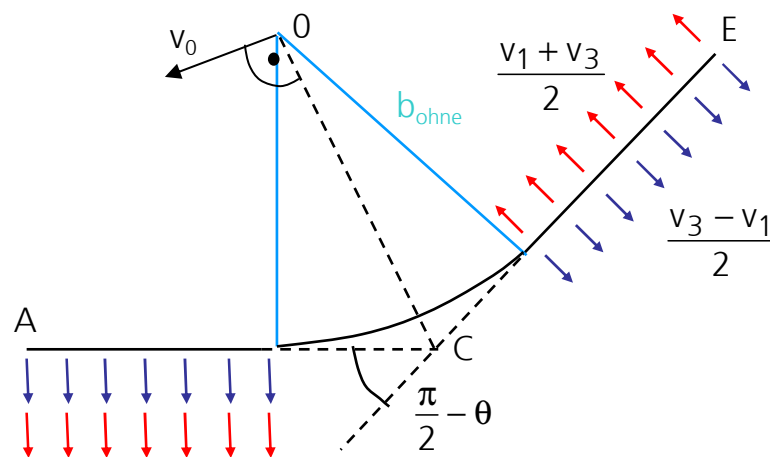


Abbildung 4.8: Zerlegung der Geschwindigkeitsverteilung in der Ebene durch die Punkte A, C und E.

Zerlegt man die Geschwindigkeitskomponenten gemäß Abbildung 4.8, so lässt sich die Geschwindigkeit im Punkt 0 angeben:

$$v_0 = \frac{v_1 + v_3}{2 \cdot \sin\left(\frac{\pi - \theta}{2}\right)}$$

4.21

Zieht man von allen Punkten die Geschwindigkeit v_0 ab, so erhält man das Geschwindigkeitsfeld aus der Sicht von Punkt 0, Abbildung 4.9. Nach Einsetzen von 4.13 und 4.15 setzt sich die Geschwindigkeitsverteilung aus der Sicht von Punkt 0 aus einer Normalkomponente v_{\perp_ACE} und einer Tangentialkomponente v_{II_ACE} folgender Größen zusammen:

$$v_{\perp_ACE} = \frac{v_3 - v_1}{2} = \frac{1}{12} \cdot H_{ohne} \cdot \cos \alpha \cdot \dot{\alpha} \quad 4.22$$

$$v_{II_ACE} = \frac{v_1 + v_3}{2 \cdot \tan\left(\frac{\pi - \theta}{4}\right)} = \frac{1}{\tan\left(\frac{\pi - \theta}{4}\right)} \cdot \left(\frac{7}{12} \cdot H_{ohne} \cdot \cos \alpha \cdot \dot{\alpha} \right) \quad 4.23$$

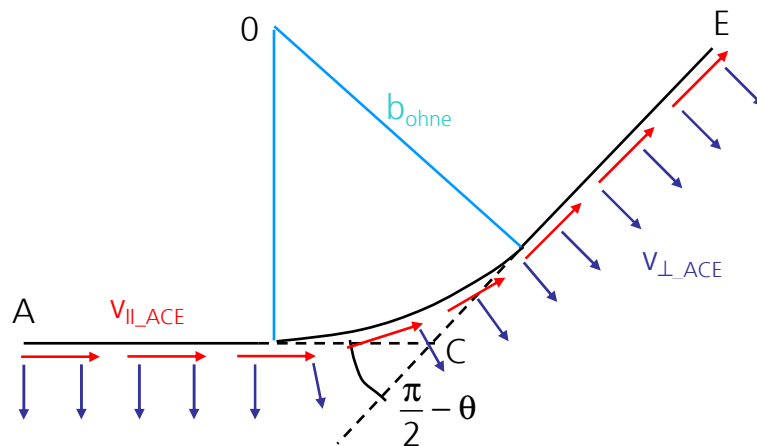


Abbildung 4.9: Geschwindigkeitsverteilung in der Ebene durch die Punkte A, C und E aus der Sicht von Punkt 0.

Mit Hilfe der ermittelten Geschwindigkeitsverteilung werden im Folgenden die Verzerrungsraten für die Zone ACE aufgestellt. Für die Ableitung der Verzerrungsraten aus der Geschwindigkeitsverteilung wird auf [11] verwiesen. Für die Herleitung der Verzerrungsraten wird die vereinfachende Annahme getroffen, dass die Normalkomponente v_{\perp_ACE} nicht innerhalb der torusförmigen Deformationszone wirkt. Die durch die Normalkomponente v_{\perp_ACE} verursachte Verzerrung in der Folie findet ausschließlich in den trapezförmigen Zonen von Part I statt. Damit ergeben sich die Verzerrungsraten für die Zone ACE zu:

$$\dot{\lambda}_{\phi\phi_ACE} = \frac{-v_{II_ACE} \cdot \sin \delta}{a + b_{ohne} \cdot \cos \delta} \quad 4.24$$

$$\dot{\kappa}_{\phi\phi_ACE} = \frac{1}{b_{ohne}} \cdot \frac{-v_{II_ACE} \cdot \sin \delta}{a + b_{ohne} \cdot \cos \delta} \quad 4.25$$

$$\dot{\lambda}_{\delta\delta_ACE} = \dot{\kappa}_{\delta\delta_ACE} = 0 \quad 4.26$$

Analog kann die Geschwindigkeitsverteilung in der Zone BUG aufgestellt werden. Für die Herleitung wird ebenfalls ein Torus-Koordinatensystem verwendet. Dieses Torus-Koordinatensystem unterscheidet sich von dem Koordinatensystem der Zone ACE nur in der Länge der Radien. Der größere Radius wird mit c , der kleinere Radius mit r bezeichnet. In Abbildung 4.10 ist die Geschwindigkeitsverteilung in der Ebene durch die Punkte B, U und G dargestellt. Aus der Sicht von Punkt O' setzt sich die Geschwindigkeitsverteilung aus einer Normalkomponente v_{\perp_BUG} und einer Tangentialkomponente v_{II_BUG} folgender Größen zusammen:

$$v_{\perp_BUG} = \frac{v_1 - v_2}{2} = \frac{1}{12} \cdot H_{ohne} \cdot \cos \alpha \cdot \dot{\alpha} \quad 4.27$$

$$v_{II_BUG} = \frac{v_1 + v_2}{2 \cdot \tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} = \frac{1}{\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} \cdot \left(\frac{5}{12} \cdot H_{ohne} \cdot \cos \alpha \cdot \dot{\alpha}\right) \quad 4.28$$

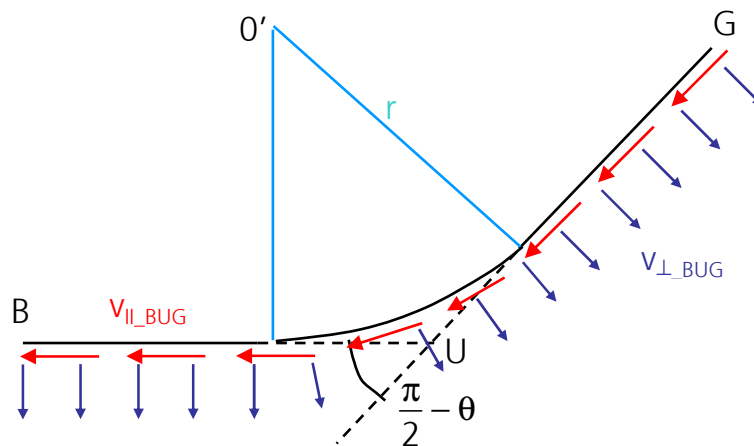


Abbildung 4.10: Geschwindigkeitsverteilung in der Ebene durch die Punkte B, U und G aus der Sicht von Punkt O' .

Aufgrund einer konstanten Winkeländerungsrate entlang der Kanten der kegelförmigen Deformationszonen kann der Radius r durch den Radius b_{ohne} der Zone ACE ausgedrückt werden. Nach Einsetzen von 4.23 und 4.28 erhält man:

$$r = \frac{v_{II_BUG} \cdot b_{\text{ohne}}}{v_{II_ACE}} = \frac{5}{7} \cdot b_{\text{ohne}} \quad 4.29$$

Damit können die Verzerrungsraten für die Zone BUG aufgestellt werden:

$$\dot{\lambda}_{\phi\phi_BUG} = \frac{-v_{II_BUG} \cdot \sin \delta}{c + r \cdot \cos \delta} \quad 4.30$$

$$\dot{\kappa}_{\phi\phi_BUG} = \frac{1}{r} \cdot \frac{-v_{II_BUG} \cdot \sin \delta}{c + r \cdot \cos \delta} \quad 4.31$$

$$\dot{\lambda}_{\delta\delta_BUG} = \dot{\kappa}_{\delta\delta_BUG} = 0 \quad 4.32$$

Mit dem Verzerrungsratentensor $\dot{\epsilon}$ kann die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in einer der torusförmigen Zonen folgendermaßen berechnet werden:

$$\dot{E}_{1_ohne} = \int_V \sigma \cdot \dot{\epsilon} \cdot dV \quad 4.33$$

Unter σ ist hierbei der Spannungstensor zu verstehen. Bei V handelt es sich um das Volumen der torusförmigen Zone. Unter der Annahme, dass die kleineren Radien der torusförmigen Deformationszonen wesentlich größer als die halbe Folienstärke sind, kann 4.33 folgendermaßen vereinfacht werden:

$$\dot{E}_{1_ohne} = \int_O -N_0 \cdot \dot{\lambda}_{\phi\phi} dO \quad 4.34$$

Unter N_0 ist hierbei die vollplastische Normalkraft je Längeneinheit für ein Folienmaterial mit der Fließspannung σ_s zu verstehen. Bei O handelt es sich um die Oberfläche der torusförmigen Zone.

Für die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in der Zone ACE und der Zone BUG ergibt sich mit 4.34:

$$\begin{aligned}\dot{E}_{1_ACE} &= \int_{\phi} \int_{\delta} -\sigma_s \cdot t \cdot \dot{\lambda}_{\phi\phi_ACE} \cdot (a + b_{ohne} \cdot \cos \delta) \cdot b_{ohne} \, d\delta d\phi & \mathbf{4.35} \\ &= \sigma_s \cdot t \cdot \int_{\phi} \int_{\delta} v_{II_ACE} \cdot \sin \delta \cdot b_{ohne} \, d\delta d\phi\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\dot{E}_{1_BUG} &= \int_{\phi} \int_{\delta} -\sigma_s \cdot 2 \cdot t \cdot \dot{\lambda}_{\phi\phi_BUG} \cdot (c + r \cdot \cos \delta) \cdot r \, d\delta d\phi & \mathbf{4.36} \\ &= \sigma_s \cdot 2 \cdot t \cdot \int_{\phi} \int_{\delta} v_{II_BUG} \cdot \sin \delta \cdot \frac{5}{7} \cdot b_{ohne} \, d\delta d\phi\end{aligned}$$

Daraus erhält man für die gesamte gespeicherte plastische Energie in den torusförmigen Deformationszonen:

$$E_{1_ohne} = \frac{33}{7} \cdot \sigma_s \cdot t \cdot b_{ohne} \cdot H_{ohne} \cdot I_1(\theta) \quad \mathbf{4.37}$$

$$\begin{aligned}\text{mit } I_1(\theta) &= \frac{\pi}{\left(\frac{\pi}{2} + \theta\right) \cdot \tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} \cdot \\ &\int_0^{\frac{\pi}{2}} \cos \alpha \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right) - \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} + \frac{\frac{\pi}{2} + \theta}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\tan \alpha}{\sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)}\right)\right) \right] d\alpha\end{aligned}$$

4.2.2 Gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Deformationszonen

Die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den zylinderförmigen Zonen von Part I und Part II ergibt sich zu:

$$\dot{E}_{2_ohne} = \int_L M_0 \cdot \dot{\omega} \, dL \quad \mathbf{4.38}$$

Unter M_0 ist hierbei das vollplastische Moment je Längeneinheit für ein Folienmaterial mit der Fließspannung σ_s zu verstehen. Bei $\dot{\omega}$ handelt es sich um die Winkeländerungsrate an der jeweiligen plastischen Gelenkkante. Mit L ist die gesamte Länge der plastischen Gelenkkanten gemeint. Damit ergibt sich für die gesamte gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Deformationszonen:

$$\begin{aligned}
 E_{2_ohne} &= \frac{\pi}{2} \cdot \left(8 \cdot \frac{l}{2} \cdot \frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 + 4 \cdot \frac{h}{2} \cdot \frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot (2t)^2 \right) & \mathbf{4.39} \\
 &= \frac{\pi}{2} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot (l + 2h)
 \end{aligned}$$

4.2.3 Gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Deformationszonen

Im folgenden Schritt wird die gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Zonen von Part I berechnet. Die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den kegelförmigen Deformationszonen kann folgendermaßen bestimmt werden:

$$\dot{E}_{3_ohne} = \int_L M_0 \cdot \dot{\omega} dL \quad \mathbf{4.40}$$

Bei L handelt es sich um die gesamte Länge der plastischen Gelenkkanten. Die Winkeländerungsrate $\dot{\omega}$ entlang der plastischen Gelenkkanten beträgt:

$$\dot{\omega} = \frac{v_{II_ACE}}{b_{ohne}} \quad \mathbf{4.41}$$

Damit ergibt sich die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den kegelförmigen Zonen zu:

$$\dot{E}_{3_ohne} = 2 \cdot 2 \cdot \frac{v_{II_ACE}}{b_{ohne}} \cdot \left(\frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot \overline{CD} + \frac{1}{4} \cdot \sigma_S \cdot (2t)^2 \cdot \overline{DU} \right) \quad \mathbf{4.42}$$

Daraus erhält man für die gesamte gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Deformationszonen:

$$E_{3_ohne} = \frac{21}{16} \cdot \sigma_s \cdot t^2 \cdot \frac{H_{ohne}^2}{b_{ohne}} \cdot I_3(\theta) \quad 4.43$$

$$\text{mit } I_3(\theta) = \frac{1}{\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos \alpha}{\sin\left(\arctan\left(\frac{\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)}{\sin \alpha}\right)\right)} d\alpha$$

4.2.4 Gespeicherte plastische Energie in den kegelstumpfförmigen Deformationszonen

In Part II treten acht kegelstumpfförmige Deformationszonen auf, von denen jeweils zwei Zonen kongruent sind. In jeder der acht Zonen liegt eine lineare Geschwindigkeitsverteilung über die Mantelfläche vor, Abbildung 4.11. Die Kennwerte der einzelnen kegelstumpfförmigen Deformationszonen sind in Tabelle 4.1 angegeben. Die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in einer kegelstumpfförmigen Deformationszone kann folgendermaßen berechnet werden:

$$\dot{E}_{\text{Kegelstumpf}} = \int_C N_0 \cdot \dot{\text{arc}} dC \quad 4.44$$

Unter $\dot{\text{arc}}$ ist die Längenänderung des jeweiligen Mantelflächenabschnitts zu verstehen. Damit ergibt sich die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in einer kegelstumpfförmigen Deformationszone zu:

$$\begin{aligned} \dot{E}_{\text{Kegelstumpf}} &= \int_C N_0 \cdot \frac{1}{2} \cdot \chi \cdot (v_x + v_y) dC \quad 4.45 \\ &= \frac{1}{4} \cdot \sigma_s \cdot t \cdot \chi \cdot C \cdot (v_{x1} + v_{x2} + v_{y1} + v_{y2}) \end{aligned}$$

Daraus erhält man für die gesamte gespeicherte plastische Energie in den kegelstumpfförmigen Deformationszonen:

$$E_{4_ohne} = \frac{89}{72} \cdot \sigma_s \cdot t \cdot H_{ohne}^2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right) \quad 4.46$$

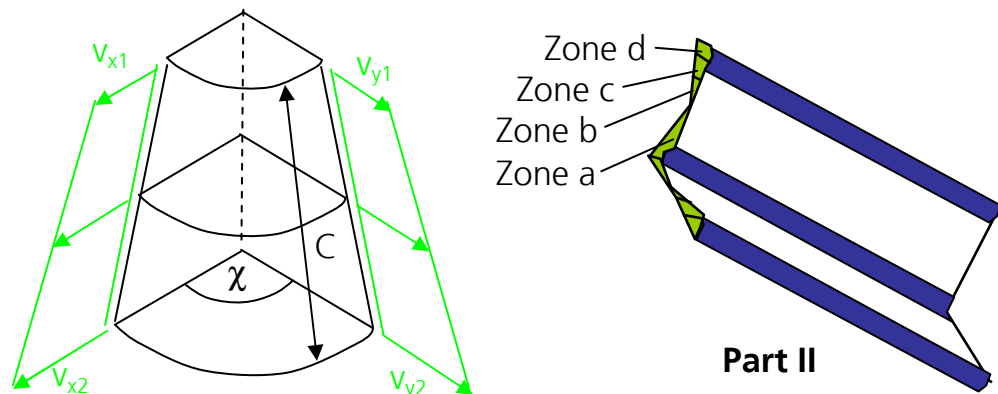


Abbildung 4.11: Geschwindigkeitsverteilung in den kegelstumpfförmigen Deformationszonen von Part II.

	Zone a	Zone b	Zone c	Zone d
χ	$\frac{\pi}{2} - \theta$	$\frac{\pi}{2} - \theta$	$\pi - 2\theta$	2θ
C	$\frac{\text{Höhne}}{2}$	$\frac{\text{Höhne}}{12}$	$\frac{\text{Höhne}}{12}$	$\frac{\text{Höhne}}{3}$
v_{x1}	0	$\frac{1}{6}v_1$	0	v_2
v_{x2}	v_1	0	$\frac{1}{6}v_1$	0
v_{y1}	0	$\frac{1}{6}v_1$	$\frac{1}{3}v_1$	v_1
v_{y2}	v_1	0	$\frac{1}{6}v_1$	$\frac{1}{3}v_1$

Tabelle 4.1: Kennwerte der kegelstumpfförmigen Deformationszonen von Part II.

4.2.5 Gespeicherte plastische Energie in den trapezförmigen Deformationszonen

Als letzter Energieanteil fehlt noch die plastische Energie, die in den trapezförmigen Zonen von Part I gespeichert wird. Bei der Ermittlung der in den torusförmigen Zonen von Part I gespeicherten plastischen Energie wurde angenommen, dass die Normalkomponente v_{\perp} der Geschwindigkeitsverteilung ausschließlich eine Dehnung in den

trapezförmigen Zonen verursacht. Es ist leicht einzusehen, dass über die gesamte Höhe des Faltungselements die gleiche Normalkomponente vorliegt. Analog zu den kegelförmigen Zonen lässt sich die Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den trapezförmigen Zonen folgendermaßen berechnen. Wobei hier unter C die Höhe des Faltungselements und unter arc die Längenänderung des jeweiligen Abschnitts des Faltungselements zu verstehen ist.

$$\begin{aligned} \dot{E}_{5_ohne} &= \int_C N_0 \cdot \text{arc} \, dC & \mathbf{4.47} \\ &= 2 \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) \cdot v_{\perp} \cdot \left(\sigma_S \cdot t \cdot \overline{CD} \cdot \sin \gamma + \sigma_S \cdot 2t \cdot \overline{DU} \cdot \sin \gamma \right) \end{aligned}$$

Daraus erhält man für die gespeicherte plastische Energie in den trapezförmigen Deformationszonen:

$$E_{5_ohne} = \frac{17}{72} \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) \cdot \sigma_S \cdot t \cdot H_{ohne}^2 \quad \mathbf{4.48}$$

4.2.6 Ermittlung der Faltenbeulfestigkeit

Durch Gleichsetzen der gesamten gespeicherten plastischen Energie mit der äußeren Arbeit ergibt sich die durchschnittliche Faltenbeulkraft zu:

$$P_{m_ohne} = \frac{E_{1_ohne} + E_{2_ohne} + E_{3_ohne} + E_{4_ohne} + E_{5_ohne}}{2H_{ohne}} \quad \mathbf{4.49}$$

Nach der Substitution von 4.37, 4.39, 4.43, 4.46 und 4.48 in 4.49 erhält man für die durchschnittliche Faltenbeulkraft:

$$\begin{aligned} P_{m_ohne} &= \frac{21}{32} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{ohne}}{b_{ohne}} + \frac{41}{96} \cdot \sigma_S \cdot t \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) \cdot & \mathbf{4.50} \\ &H_{ohne} + \frac{33}{14} \cdot \sigma_S \cdot t \cdot I_1(\theta) \cdot b_{ohne} + \sigma_S \cdot t^2 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (1 + 2h) \cdot \frac{1}{H_{ohne}} \end{aligned}$$

Unter der Annahme, dass die gespeicherte plastische Energie minimal ist, können die beiden folgenden Extremwertbedingungen für die zwei Unbekannten b_{ohne} und H_{ohne} aufgestellt werden:

$$\frac{\partial P_{m_ohne}}{\partial H_{ohne}} = \frac{21}{32} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{1}{b_{ohne}} + \frac{41}{96} \cdot \sigma_S \cdot t \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) - \sigma_S \cdot t^2 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (l + 2h) \cdot \frac{1}{H_{ohne}^2} = 0 \quad 4.51$$

$$\frac{\partial P_{m_ohne}}{\partial b_{ohne}} = \frac{33}{14} \cdot \sigma_S \cdot t \cdot I_1(\theta) - \frac{21}{32} \cdot \sigma_S \cdot t^2 \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{ohne}}{b_{ohne}^2} = 0 \quad 4.52$$

Daraus ergibt sich für die zwei Unbekannten b_{ohne} und H_{ohne} das folgende Gleichungssystem:

$$H_{ohne} = \frac{176}{49} \cdot \frac{1}{t} \cdot \frac{I_1(\theta)}{I_3(\theta)} \cdot b_{ohne}^2 \quad 4.53$$

$$\begin{aligned} \frac{41}{48} \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \cdot I_1(\theta)^2 \cdot b_{ohne}^4 + \frac{21}{16} \cdot t \cdot I_1(\theta)^2 \cdot I_3(\theta) \cdot b_{ohne}^3 \\ = \frac{2401}{61952} \cdot \pi \cdot t^3 \cdot I_3(\theta)^2 \cdot (l + 2h) \end{aligned} \quad 4.54$$

Dieses Gleichungssystem kann jedoch nicht mehr allgemein gelöst werden. Hat man die Lösungswerte b_{ohne} und H_{ohne} für die jeweilige Wabengeometrie bestimmt, kann die durchschnittliche Faltenbeulfestigkeit berechnet werden. Hierzu wird die durchschnittliche Faltenbeulkraft P_{m_ohne} durch die zugehörige Querschnittsfläche des Faltungselements geteilt. Auf diese Weise ergibt sich die durchschnittliche Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen zu:

$$\begin{aligned} \sigma_{pl_T_Druck_ohne} = \frac{\sigma_S \cdot t}{l \cdot \cos(\theta) \cdot (h + l \cdot \sin(\theta))} \cdot \\ \left(\frac{21}{32} \cdot t \cdot I_3(\theta) \cdot \frac{H_{ohne}}{b_{ohne}} + \frac{41}{96} \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \cdot H_{ohne} + \frac{33}{14} \cdot I_1(\theta) \cdot b_{ohne} + \right. \\ \left. t \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (l + 2h) \cdot \frac{1}{H_{ohne}} \right) \end{aligned} \quad 4.55$$

Beim Faltenbeulen von Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen tragen die fünf plastischen Energieterme in der Regel nicht zu gleichen Teilen zur Faltenbeulfestigkeit bei. Für jede plastische Deformationszone kann daher eine andere Fließspannung maßgeblich sein.

4.3 Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen

Mit der Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen $\sigma_{\text{plast_T_Druck_mit}}$ aus Abschnitt 4.1 und der Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen $\sigma_{\text{plast_T_Druck_ohne}}$ aus Abschnitt 4.2 kann der Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ermittelt werden. Dieser ergibt sich als Differenz der beiden Werte für die Faltenbeulfestigkeit:

$$\sigma_{\text{Klebstoff}} = \sigma_{\text{plast_T_Druck_ohne}} - \sigma_{\text{plast_T_Druck_mit}} \quad \mathbf{4.56}$$

Oder ausgedrückt als Prozentsatz der Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen:

$$k_{\text{Klebstoff}} = \frac{\sigma_{\text{Klebstoff}}}{\sigma_{\text{plast_T_Druck_ohne}}} \cdot 100 \quad \mathbf{4.57}$$

Bei der Herleitung des Einflusses des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen wurden drei Annahmen getroffen.

Zum einen wurde angenommen, dass die spezifische Bruchflächenenergie des Klebstoffs vernachlässigbar ist und für das Klebstoffaufreißen keine Energie benötigt wird. In Realität verbraucht das Klebstoffaufreißen auch Energie. Die Faltenbeulfestigkeit sinkt weniger weit ab. Somit stellt das analytische Ergebnis einen oberen Grenzwert für den Fehler dar, den man bei der Simulation der Faltenbeulfestigkeit macht, wenn man auf die Modellierung des Klebstoffversagens verzichtet. Des Weiteren werden die Klebstoffschichten beim Faltenbeulen nur dann aufbrechen, wenn die aufgrund des energetisch günstigeren Faltungsmodes eingesparte Energie größer als die Energie ist, die man zum Aufreißen der Klebstoffschichten benötigt. Für jede Wabenstruktur existiert eine obere Grenze für die spezifische Bruchflächenenergie, bei deren Überschreitung beim Faltenbeulen kein Klebstoffversagen auftritt. Um den exakten Einfluss des Klebstoffversagens zu ermitteln, muss der Energieverbrauch für das Klebstoffaufreißen in der Herleitung der Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen als zusätzlicher Energieterm berücksichtigt werden. Als Folge wird sich ein größerer Wert für die Faltenbeulfestigkeit mit

Klebstoffversagen ergeben, was in einer Abnahme des Einflusses des Klebstoffversagens resultiert. Aus der Forderung, dass der Einfluss des Klebstoffversagens verschwindet, kann anschließend der Grenzwert für die spezifische Bruchflächenenergie berechnet werden, bei dessen Überschreitung beim Faltenbeulen kein Klebstoffversagen auftritt.

Bei der analytischen Herleitung des Einflusses des Klebstoffversagens wurde zum anderen angenommen, dass die durch elastische Deformation gespeicherte Energie gegenüber den plastischen Energieanteilen vernachlässigbar ist. Diese Annahme ist für metallische Folienmaterialien in der Regel gerechtfertigt. Die durch elastische Deformation gespeicherte Energie kann über zusätzliche Energieterme in der Herleitung berücksichtigt werden. Dies führt sowohl zu einer Erhöhung der Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen als auch zu einer Erhöhung der Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen. Eine Auswirkung auf den Einfluss des Klebstoffversagens wird man nur dann beobachten, wenn sich die beiden Werte für die Faltenbeulfestigkeit um einen unterschiedlichen Betrag erhöhen.

Zum Dritten wurde bei der Herleitung des Einflusses des Klebstoffversagens angenommen, dass beim Faltenbeulen kein Folienversagen auftritt. Diese Annahme ist für Materialien mit einer hohen Bruchdehnung gerechtfertigt. Kommt es beim Faltenbeulen zum Aufreißen der Folie, hat dies zwei Folgen für die analytische Herleitung. Einerseits kann ein Aufreißen der Folie dazu führen, dass sich beim Faltenbeulen ein anderer Deformationsmode ausbildet. Als Folge ergeben sich andere Werte für die Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen und die Faltebeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen, was sich wiederum auf den Einfluss des Klebstoffversagens auswirkt. Andererseits führt ein Aufreißen der Folie dazu, dass beim Faltenbeulen weniger plastische Energie gespeichert wird. Daraus resultiert sowohl eine Verringerung der Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen als auch eine Verringerung der Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen. Eine Auswirkung auf den Einfluss des Klebstoffversagens wird man nur dann beobachten, wenn sich die beiden Werte für die Faltenbeulfestigkeit um einen unterschiedlichen Betrag verändern.

5 Validierung

Ziel dieses Abschnitts ist es, die analytische Herleitung des Einflusses des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen aus Abschnitt 4 zu bewerten. Die Bewertung soll am Beispiel des Hauptblockmaterials der EEVC Frontal Offset Barriere erfolgen. Die genaue Materialspezifikation für diese Aluminiumwabenstruktur ist in [5][6] zu finden.

Im ersten Schritt wird die Faltenbeulfestigkeit dieser Wabenstruktur im Versuch gemessen. Im Versuch findet ein Aufbrechen der Klebstoffverbindungen statt. Im zweiten Schritt wird die Faltenbeulfestigkeit mit Hilfe einer Finite Elemente Simulation berechnet. Das Versagen des Klebstoffs wird dabei nicht berücksichtigt. Stattdessen werden die verklebten Wabenwände mit Schalenelementen der doppelten Wandstärke modelliert. Aus der Differenz ergibt sich der Fehler, den man bei der Simulation der Faltenbeulfestigkeit für das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere macht, wenn man auf die Modellierung des Klebstoffversagens verzichtet. Abschließend folgt die Bewertung der analytischen Herleitung, indem der reale Fehler mit dem von der Analytik vorausgesagten Wert für den Einfluss des Klebstoffversagens verglichen wird.

5.1 Versuch

Für die versuchstechnische Bestimmung der Faltenbeulfestigkeit des Hauptblockmaterials der EEVC Frontal Offset Barriere wurden vom Barrierenhersteller Blöcke mit folgenden Abmessungen bereitgestellt: $300 \times 300 \times 300 \text{ mm}^3$. Die Zuschnittsgenauigkeit der Blöcke betrug $\pm 15 \text{ mm}$. Die angelieferten Blöcke befanden sich in dem gleichen Zustand wie die Aluminiumwabenstrukturen in der EEVC Frontal Offset Barriere. Die Wabenblöcke wurden vom Barrierenhersteller sowohl dem Temperaturverlauf ausgesetzt, der zum Aushärten der Klebstoffverbindungen auf die Barrieren aufgebracht wird, als auch einer Behandlung im Säurebad unterzogen, sofern dies auch für die Barrierenfertigung erforderlich gewesen wäre, Abschnitt 3.1.

Die durchschnittliche Wabengröße der angelieferten Blöcke betrug 16 mm. Damit wich die Wabengröße signifikant von dem vom Barrierenhersteller angegebenen Sollwert ab ($3/4$ inch = 19,1 mm). Die Länge der einfachen Wabenwände betrug 11,125 mm. Die Länge der doppelten Wabenwände betrug 6 mm.

Die Folienstärke der Aluminiumfolie wurde unter dem Mikroskop kontrolliert. Hierzu wurde an drei über die Höhe der Blöcke verteilten Punkten die Folienstärke bestimmt, Abbildung 5.1. Am Rand der Blöcke wurde eine durchschnittliche Folienstärke t_R von 0,065 mm und in der Mitte der Blöcke eine durchschnittliche Folienstärke t_M von 0,068 mm gemessen. Die durchschnittliche Folienstärke der Wabenstrukturblöcke betrug damit 0,066 mm. Dieser Wert weicht signifikant von dem vom Barrierenhersteller angegebenen Sollwert von 0,076 mm ab. Die Veränderung der Folienstärke über die Probenhöhe ist vermutlich eine Folge der Nachbehandlung der Aluminiumwabenstrukturen im Säurebad. Anscheinend wirkt sich die Säurebehandlung aufgrund von Strömungsvorgängen auf das Innere der Wabenstrukturblöcke schwächer aus.

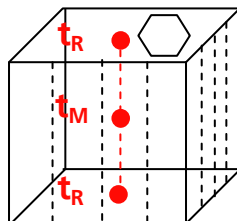


Abbildung 5.1: Messung der Folienstärke in den angelieferten Versuchsproben.

Der Versuch zur Messung der Faltenbeulfestigkeit wurde an einer servohydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. Der verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Die Versuchsproben wurden zwischen zwei Druckplatten gelegt und mit dem Stempel der Prüfmaschine belastet. Die obere Platte wurde dabei direkt auf die Probe gelegt und hatte zu Versuchsbeginn keine Verbindung zum Stempel. Dies ist von Vorteil, wenn die Probe schief zugeschnitten ist. Trotz der Schiefstellung erfolgt auf diese Weise die Lasteinleitung dennoch gleichmäßig über die ganze Probe. Dabei ist allerdings zu beachten, dass das Gewicht der oberen Platte als Vorbelastung bei der Versuchsauswertung berücksichtigt werden muss.

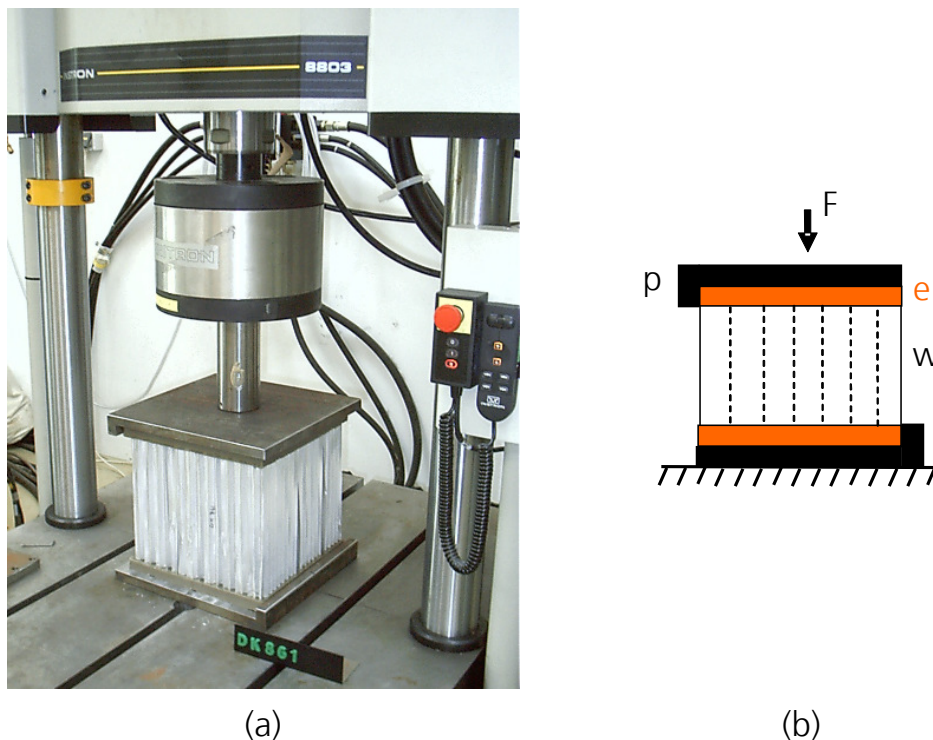


Abbildung 5.2: Versuchsaufbau: (a) Gesamtansicht. (b) Schematische Darstellung: F: Lasteinleitung. w: Wabenstruktur. e: Epoxydharz. p: Druckplatte.

Um für die anschließende numerische Simulation klar definierte Randbedingungen zu schaffen, wurden die Versuchsproben beidseitig in eine 25 mm dicke Epoxydharzschicht eingegossen. Während bei nicht eingegossenen Proben, aufgrund der unbekanntenen Reibung zwischen Aluminiumwabenstruktur und Druckplatte, die Randbedingung nicht genau angegeben werden kann, liegt bei eingegossenen Proben aus mechanischer Sicht eine starre Einspannung vor. Als Epoxydharz wurde das Harz Araldit BY158 mit dem Härter Ciba HY3741 verwendet. Ein Problem beim Eingießen der Wabenstrukturen stellte der exotherme Aushärtvorgang des verwendeten Epoxydharzes dar. Dieser verursachte eine extreme Blasenbildung und rief damit eine unerwünschte Porosität im ausgehärteten Epoxydharz hervor. Dieses Problem konnte jedoch umgangen werden, indem man dem Epoxydharz als Zuschlag Quarzsand beisetzte. Als geeignet erwies sich ein Mischungsverhältnis von 2 kg/ 0,4 kg/ 5 kg (Harz/ Härter/ Zuschlag). Darüber hinaus konnte durch die Verwendung des Zuschlags die Aushärtetemperatur auf unter 80 °C abgesenkt werden. Für diesen Temperaturbereich kann eine temperaturbedingte Veränderung der Materialeigenschaften der

Aluminiumwabenstrukturen ausgeschlossen werden. Damit die in den Waben eingeschlossene Luft während des Druckvorgangs ungehindert entweichen kann, wurden Kanäle in die Druckplatte gefräst und je Wabe ein Loch vom Durchmesser 5 mm in das Epoxydharz gebohrt, Abbildung 5.3.

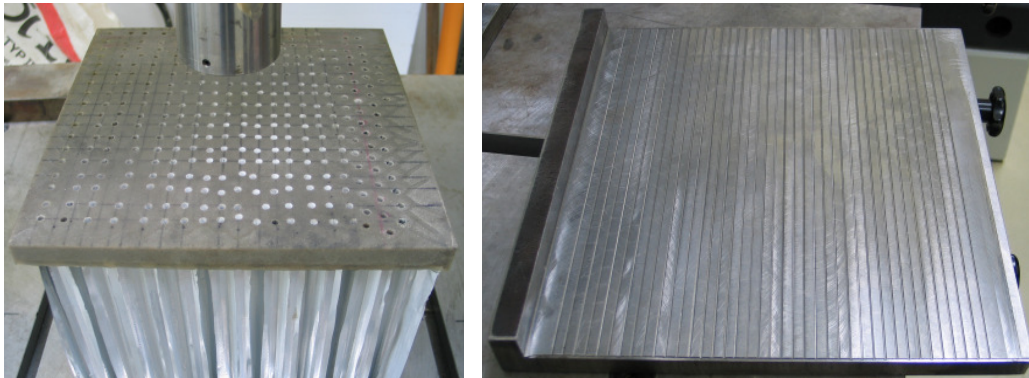


Abbildung 5.3: Maßnahmen, damit die in den Waben eingeschlossene Luft während des Druckversuchs ungehindert entweichen kann.

Der Versuch wurde quasistatisch mit einer Versuchsgeschwindigkeit von 5 mm/s durchgeführt. Ausgabegrößen waren das Kraftsignal der Kraftmessdose und das Wegsignal am Maschinenzylinder. Zur besseren Interpretation der Versuchsdaten, wurde der Versuch mit einer digitalen Videokamera aufgezeichnet. Es wurden zwei Wiederholungsversuche durchgeführt.

Zur Versuchsauswertung wurden die gemessenen Kraft- und Wegsignale in die entsprechenden technischen Spannungs- und Stauchungswerte umgerechnet, Abbildung 5.4. Die technische Druckspannung σ_{tech} wurde aus der an der Kraftmessdose anliegenden Kraft F_D geteilt durch den Probenquerschnitt A_{Probe} zu Versuchsbeginn bestimmt, Gleichung 5.1. Die technische Stauchung ϵ_{tech} wurde aus der Änderung des Wegsignals Δl am Maschinenzylinder geteilt durch die freie Probenhöhe h_{frei} zu Versuchsbeginn berechnet, Gleichung 5.2.

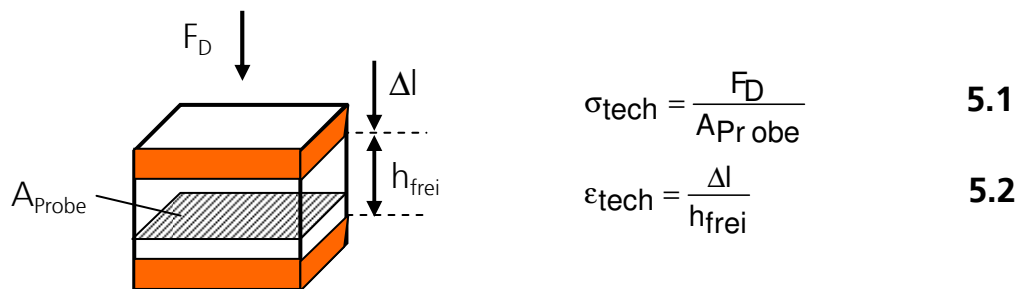


Abbildung 5.4: Versuchsauswertung.

Die in den drei Versuchen gemessenen Spannungs-Stauchungs-Verläufe sind in Abbildung 5.5 dargestellt. Eine teilweise deformierte Versuchsprobe ist in Abbildung 5.6 dargestellt.

Der gemessene Spannungs-Stauchungs-Verlauf stimmt sehr gut mit dem nach der Theorie zu erwartenden Materialverhalten überein, Abschnitt 2.2.2. Nach dem Überschreiten des elastisch-plastischen Peaks mit einer durchschnittlichen Höhe von 0,69 MPa folgt die konstante plastische Plateauspannung mit einer durchschnittlichen Größe von 0,348 MPa. Nach dem Überschreiten der Kompaktionsstauchung mit einer durchschnittlichen Größe von 0,8 ist eine starke Materialverfestigung zu erkennen. Im Gegensatz zur Theorie weist der gemessene Spannungs-Stauchungs-Verlauf jedoch keinen elastischen Peak auf. Dies liegt an den Imperfektionen der angelieferten Wabenstrukturblöcke. Die Mehrzahl der Wabenwände war nicht vollkommen eben.

Die durchschnittlich gemessene Faltenbeulfestigkeit beträgt 0,348 MPa. Sie stimmt sehr gut mit dem vom Barrierenhersteller angegebenen Wert von 0,342 MPa aus [5] überein. Die durchschnittliche Faltenbeullänge beträgt 1,4 mm.

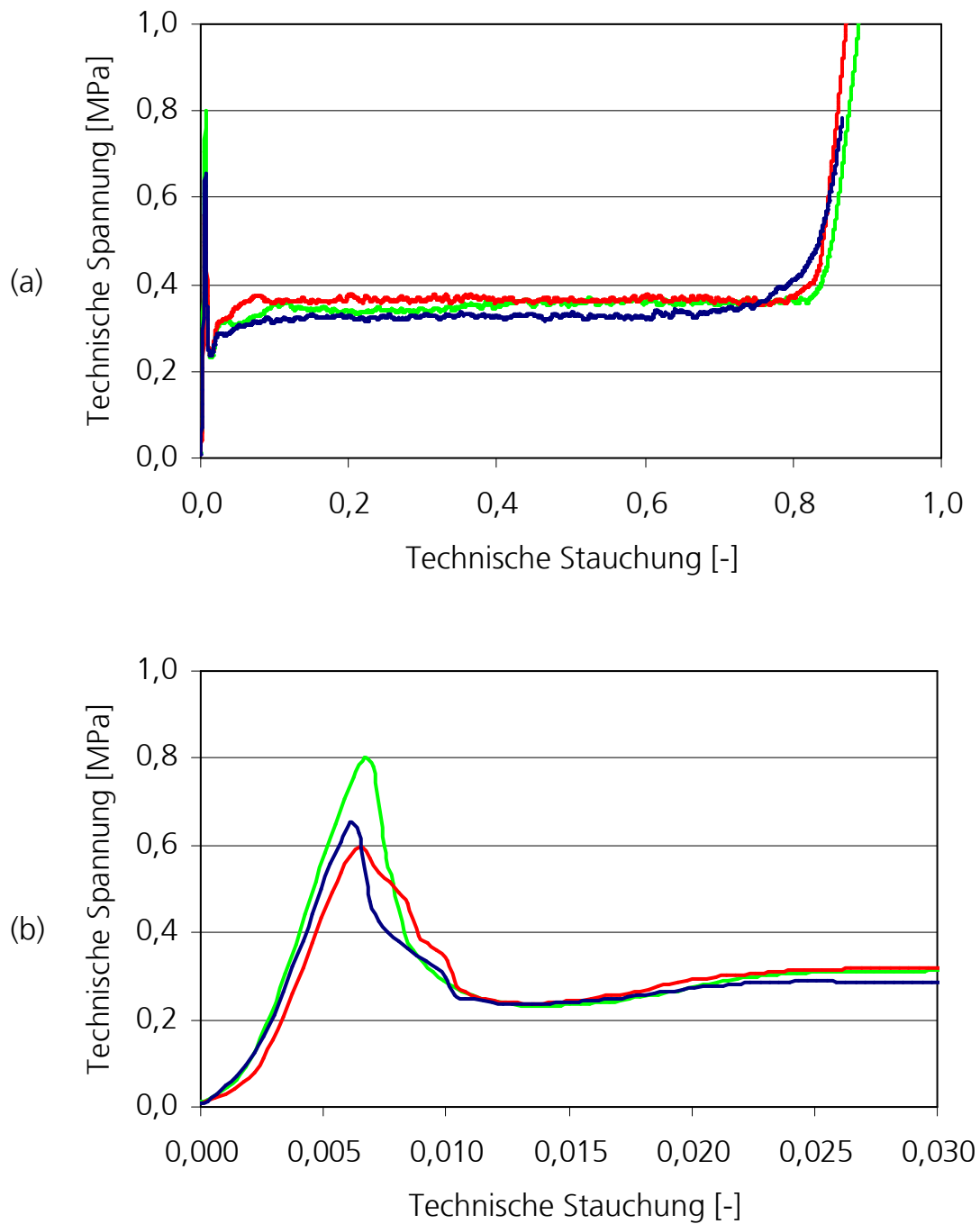


Abbildung 5.5: Versuch: Spannungs-Stauchungs-Verlauf. (a) Vollständiger Verlauf. (b) Verlauf bis zu einer technischen Stauchung von 0,03.

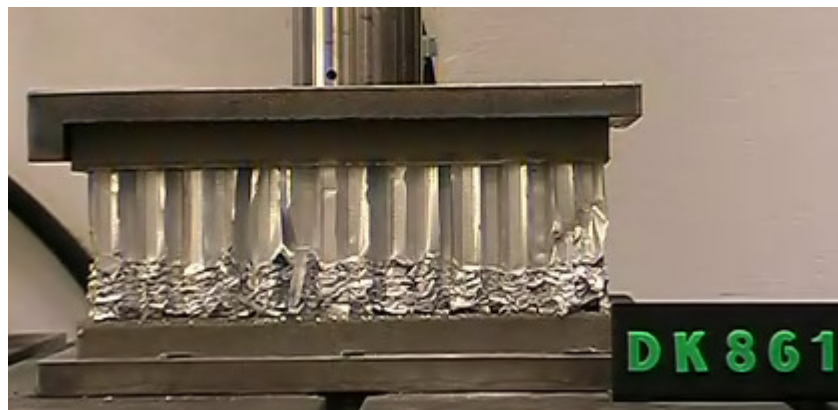


Abbildung 5.6: Deformierte Versuchsprobe während des Faltenbeulens.

Um zu untersuchen, wie sich die Aluminiumfolie und der Klebstoff innerhalb der Wabenstrukturen während des Faltenbeulens verhalten, wurden die deformierten Versuchsproben mit einer Zuggeschwindigkeit von 1 mm/s expandiert. Eine expandierte Versuchsprobe ist in Abbildung 5.7 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass es während des Faltenbeulens an den Schnittkanten der Wabenwände zum Aufreißen der Aluminiumfolie und zum Versagen der Klebstoffverbindungen kommt. Das Aufreißen der Aluminiumfolie findet dabei ausschließlich in den einfachen Wabenwänden statt. Des Weiteren erkennt man, dass die Wabenwände beim Faltenbeulen zu zwei Seiten hin ausgelenkt werden.

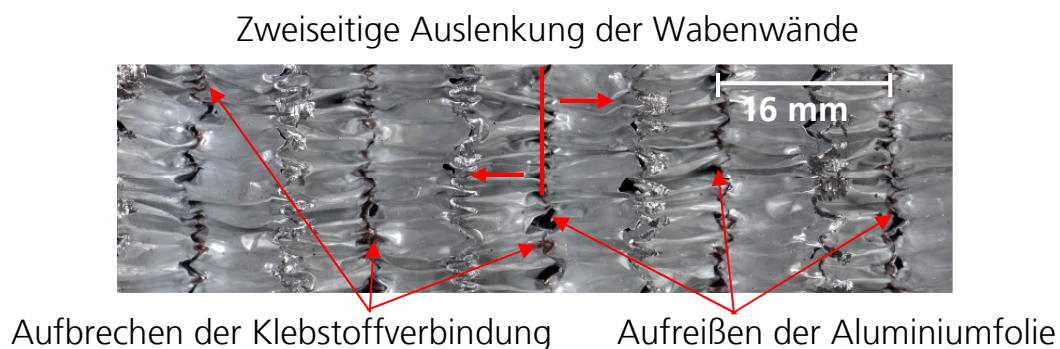


Abbildung 5.7: Expandierte Versuchsprobe.

5.2 Simulation

In diesem Abschnitt wird die Faltenbeulfestigkeit des Hauptblockmaterials der EEVC Frontal Offset Barriere mit Hilfe einer Finite Elemente Simulation berechnet. Das Versagen des Klebstoffs wird dabei nicht berücksichtigt. Stattdessen werden die verklebten Wabenwände mit Schalenelementen der doppelten Wandstärke modelliert.

Die Simulation wurde mit dem Finite Elemente Programmsystem ABAQUS/Explicit Version 6.6 [1] durchgeführt. Das Simulationsmodell wurde auf Basis der Probengeometrie aus Abschnitt 5.1 aufgebaut. Durch Ausnutzung der Symmetrieeigenschaften konnte das Simulationsmodell auf ein Y-Modell bestehend aus drei halben Wabenwänden mit entsprechenden Randbedingungen reduziert werden, Abbildung 5.8. Unter der Annahme, dass die Höhe des Y-Modells keinen signifikanten Einfluss auf den gemessenen Spannungs-Stauchungs-Verlauf hat, so lange die Höhe deutlich größer als die durchschnittliche Faltenbeullänge ist, wurde für das Y-Modell eine kleinere Höhe als im Versuch verwendet. Die Höhe des Y-Modells betrug 100 mm.

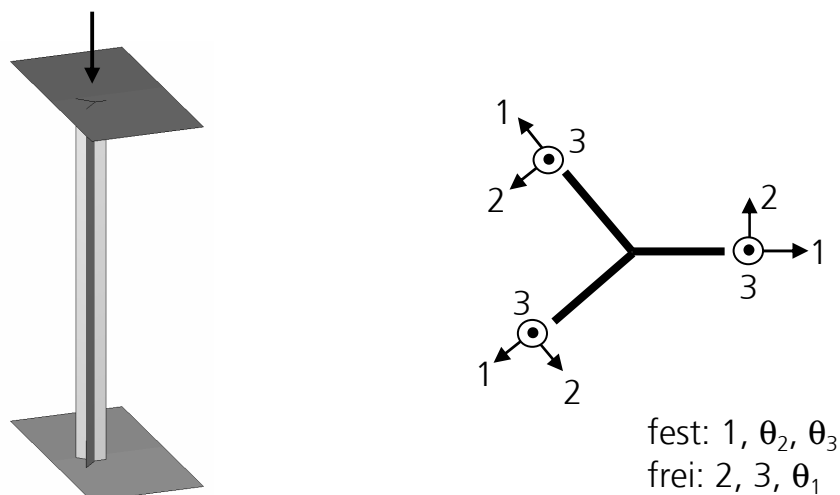


Abbildung 5.8: Simulationsmodell.

Das Epoxydharz wurde als starre Platte modelliert und rotationsbehindert mit der Wabenstruktur verbunden. Die untere Platte wurde komplett eingespannt. Für die obere Platte wurden nur Bewegungen in der Druckrichtung zugelassen. Die Wabenstruktur wurde mit reduziert-

integrierten Schalenelementen des Typs S4RS basierend auf Belytschko et al. [4] modelliert. Eine detaillierte Beschreibung dieses Elementtyps ist in [3] zu finden. Als Schalendicke wurde die durchschnittlich gemessene Folienstärke aus Abschnitt 5.1 von 0,066 mm genommen. Die verklebten Wabenwände wurden mit Schalenelementen der doppelten Dicke abgebildet. Es wurde mit fünf Integrationspunkten über die Schalendicke gerechnet. Um die Kompression der Wabenstruktur realistisch abbilden zu können, wurde die allgemeine Selbstkontaktformulierung verwendet. Um Durchdringungen aufgrund von eliminierten Elementen zu verhindern, wurde das Simulationsmodell im Bereich der Verzweigung der drei Halbwände zusätzlich mit einem Kantenkontakt beaufschlagt. Die spezielle Funktionsweise beider Kontaktdefinitionen kann in [2] nachgelesen werden. In Anlehnung an [7] wurde der zugehörige Reibkoeffizient zu 0,15 gesetzt. Auf Basis der Materialcharakterisierung des Folienmaterials in [28] wurde die Aluminiumfolie als isotrop elastisch-plastisch mit einem Elastizitätsmodul von 70000 MPa, einer Querkontraktionszahl von 0,33 und dem gemessenen Verfestigungsverhalten ([28], Gleichung 4.1) modelliert. Das Versagensverhalten der Aluminiumfolie wurde über das ABAQUS-Versagensmodell *DAMAGE INITIATION mit der Versagensart Zuginstabilität berücksichtigt. Eine genaue Beschreibung dieses Versagensmodells ist in [2] zu finden. Als Grenzkurve wurde das gemessene Grenzformänderungsdiagramm ([28], Abbildung 4.16) genommen. In Anlehnung an den Druckversuch aus Abschnitt 5.1 wurde die Simulation weggesteuert. Um unerwünschte Trägheitseffekte zu vermeiden, wurde die Druckplatte allmählich beschleunigt. Für den Beschleunigungsverlauf wurde die SMOOTH STEP-Funktion aus [2] verwendet. Die Funktionsparameter wurden so gewählt, dass die maximal durch die Beschleunigung hervorgerufene Trägheitskraft höchstens drei Prozent des durchschnittlichen Kraftniveaus in der Simulation entsprach. Aufgrund langer Rechenzeiten konnten die Simulationen nicht in Echtzeit durchgeführt werden. Im Gegensatz zum Versuch mit einer Kompressionsgeschwindigkeit von 5 mm/s wurde für die Simulation eine Kompressionsgeschwindigkeit von 1625 mm/s verwendet. Die höhere Kompressionsgeschwindigkeit war jedoch nicht von Nachteil, da sämtliche Modellbestandteile dehnratenunabhängig modelliert wurden. Um eine Verfälschung der Ergebnisse zu vermeiden, wurde auf jegliche Massenskalierung verzichtet.

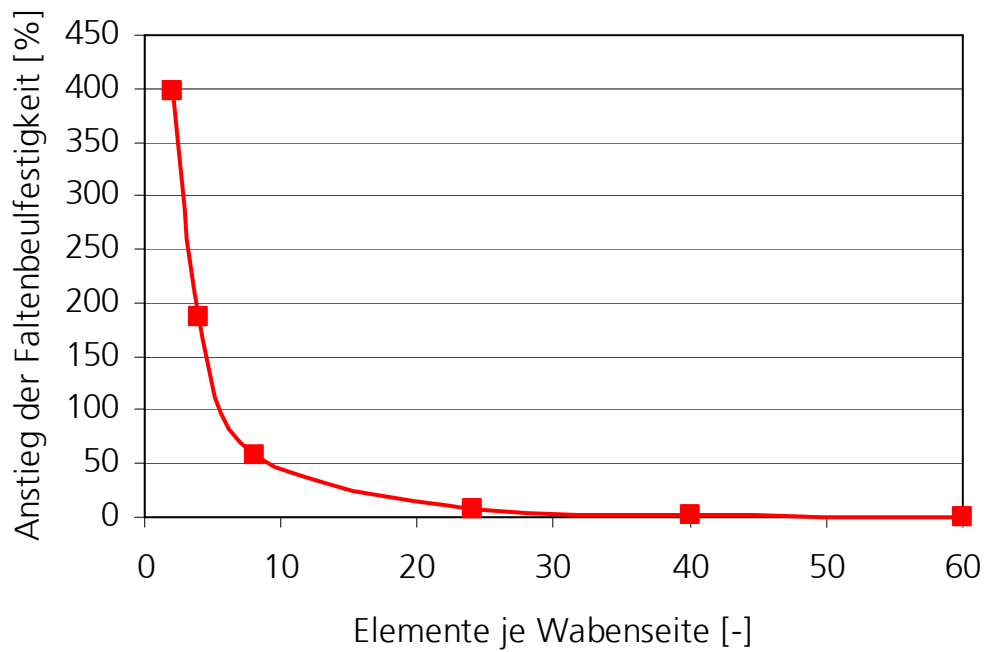


Abbildung 5.9: Anstieg der Faltenbeulfestigkeit in Abhängigkeit der Netzfeinheit.

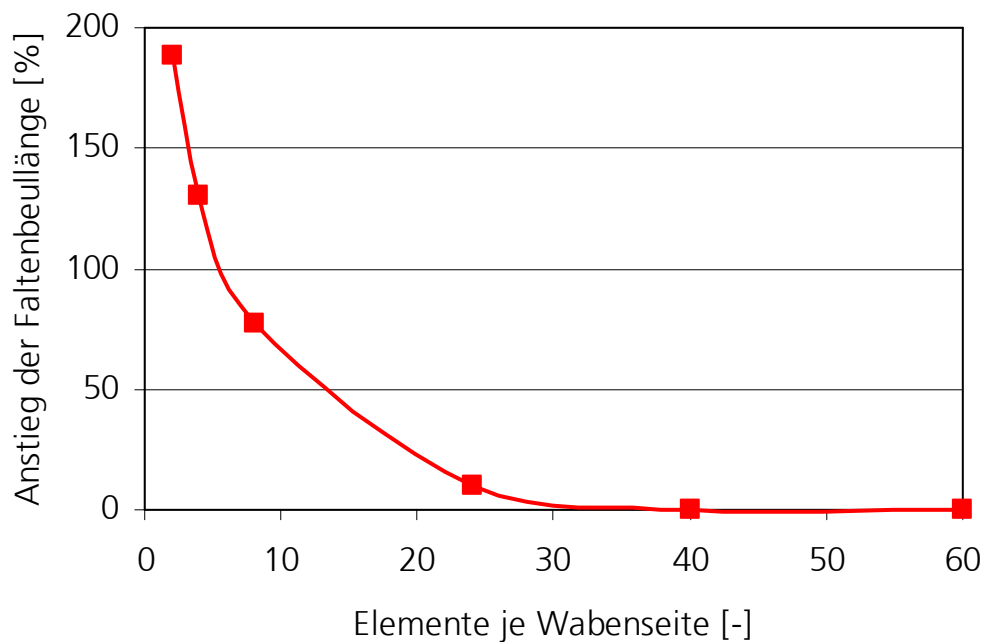


Abbildung 5.10: Anstieg der Faltenbeullänge in Abhängigkeit der Netzfeinheit.

Aus [28] ist bekannt, dass die Netzfeinheit des Simulationsmodells einen erheblichen Einfluss auf die Höhe der Faltenbeulfestigkeit hat. Simulationen mit dem Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere haben gezeigt, dass die Faltenbeulfestigkeit mit abnehmender Netzfeinheit stark ansteigt, Abbildung 5.9. Ebenfalls steigt die Faltenbeullänge mit abnehmender Netzfeinheit stark an, Abbildung 5.10. Für grobe Netzfeinheiten ist das Simulationsmodell nicht mehr in der Lage die feinen Deformationsmechanismen beim Faltenbeulen korrekt abzubilden. Um die Faltenbeulfestigkeit und die Faltenbeullänge mit ein Prozent Genauigkeit vorauszusagen, müssen die Wabenstrukturen mit einer Netzfeinheit von mindestens 60 Elementen je Wabenseite modelliert werden. Daher wurde für die Simulation in diesem Abschnitt eine Netzfeinheit von 60 Elementen je Wabenseite gewählt. Dies entspricht einer minimalen Elementkantenlänge von 0,1 mm.

In Abbildung 5.12 ist der simulierte Spannungs-Stauchungs-Verlauf dargestellt. In Abbildung 5.11 ist das Deformationsverhalten des Simulationsmodells dargestellt. Um das Versagen der Aluminiumfolie besser erkennen zu können, wurden die auftretenden Deformationen teilweise mit einem Faktor von 0,4 skaliert. Wie im Versuch tritt das Versagen der Aluminiumfolie an den Schnittkanten der Wabenwände auf. Wie im Versuch findet das Aufreißen ausschließlich in den einfachen Wabenwänden statt. Der durchschnittliche Deformationsmode stimmt sehr gut mit dem für die analytische Herleitung gewählten Deformationsmode für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen überein, Abbildung 4.3(b). Die durchschnittliche Faltenbeullänge beträgt 2,3 mm.

Der simulierte Spannungs-Stauchungs-Verlauf stimmt sehr gut mit dem nach der Theorie zu erwartenden Verlauf überein, Abschnitt 2.2.2. Nach dem Überschreiten des elastisch-plastischen Peaks mit einer Höhe von 0,9 MPa folgt das plastische Plateau mit einer Höhe von 0,374 MPa. Die plastische Plateauspannung wurde als Mittelwert der Spannungswerte im plastischen Stauchungsbereich von 0,2 bis 0,8 berechnet. Nach dem Überschreiten der Kompaktionsstauchung mit einer Größe von 0,81 ist eine starke Materialverfestigung zu erkennen. Im Gegensatz zum Versuch tritt im simulierten Spannungs-Stauchungs-Verlauf auch ein elastischer Peak mit einer Höhe von 0,24 MPa auf. Im Bereich des plastischen Plateaus weist die Simulationskurve eine Schwingung mit großer Amplitude auf. Diese Schwingung wird durch das Faltenbeulen der Struktur verursacht. Jede neu ausgebildete plastische Falte verursacht eine Auslenkung im Spannungs-Stauchungs-Verlauf. Im Versuch ist diese

Schwingung nicht zu beobachten, da die reale Wabenstruktur aus einer Vielzahl an Waben besteht. Da die Waben nicht exakt synchron falten, heben sich die verursachten Schwingungen im Versuch auf.

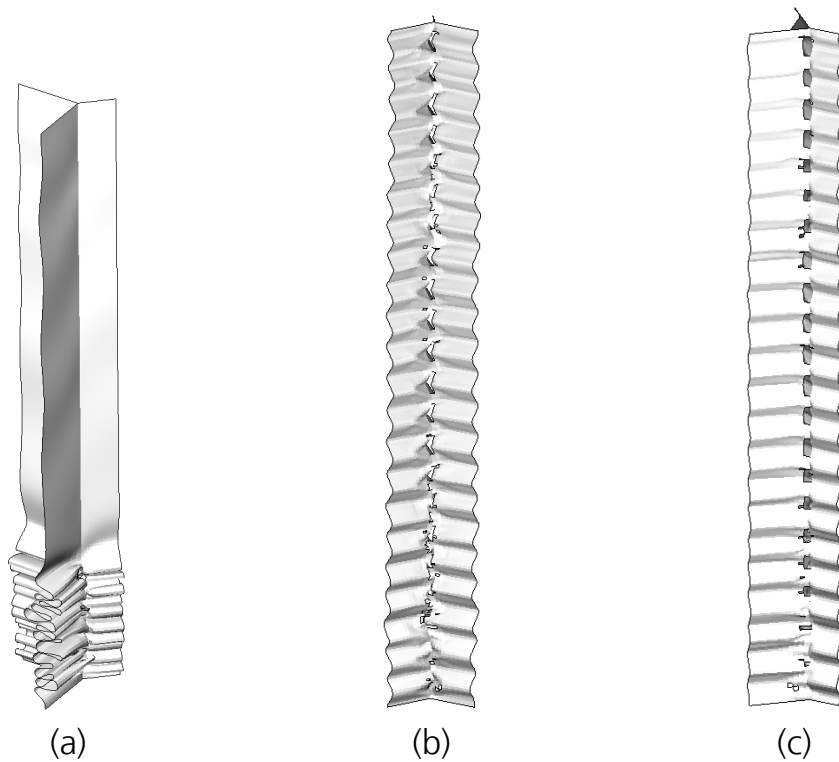


Abbildung 5.11: Simuliertes Deformationsverhalten: (a) Teilweise komprimiertes Simulationsmodell, Skalierungsfaktor 1. (b) Frontansicht, komplett komprimiertes Simulationsmodell, Skalierungsfaktor 0,4. (c) Seitenansicht, komplett komprimiertes Simulationsmodell, Skalierungsfaktor 0,4.

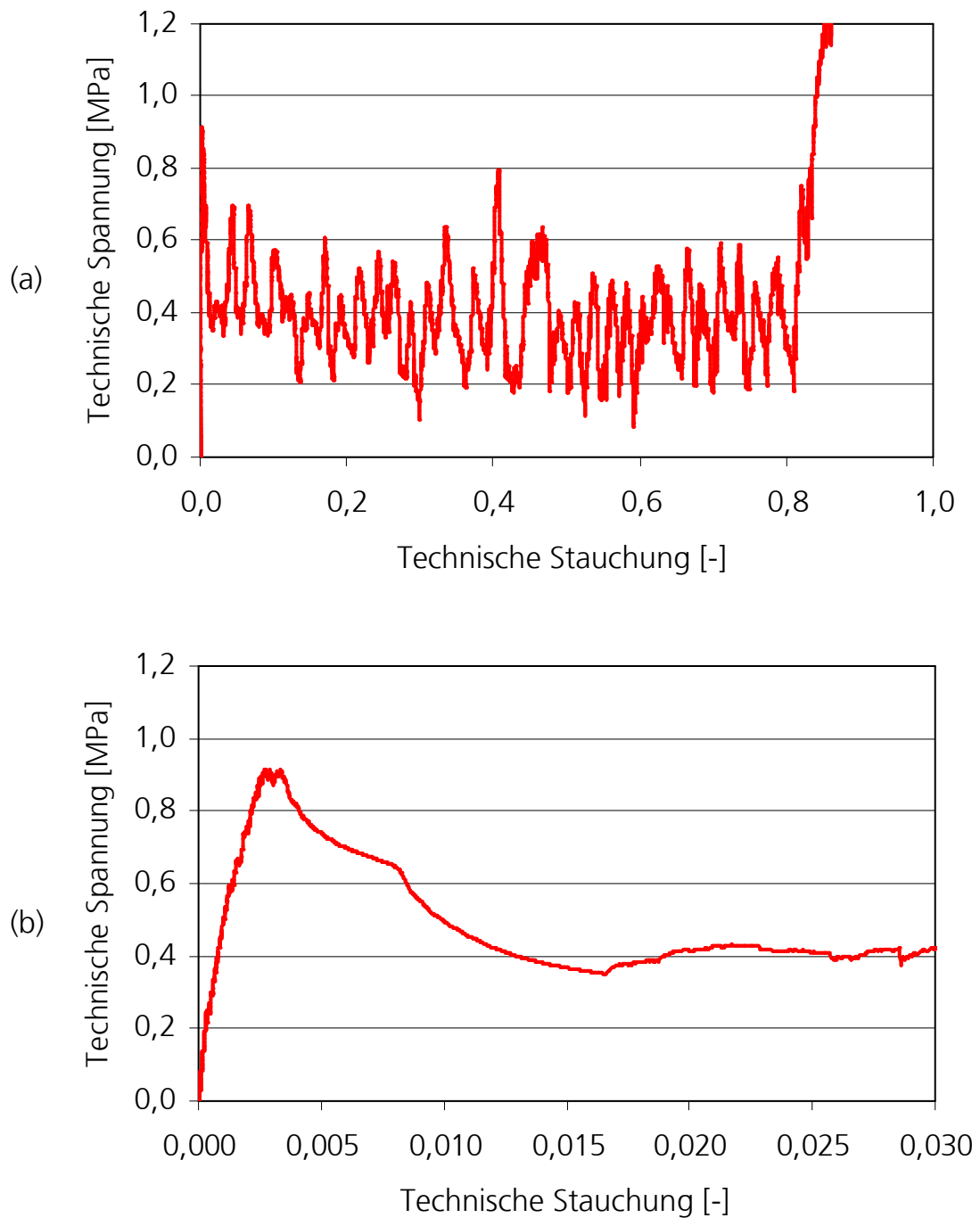


Abbildung 5.12: Simulation: Spannungs-Stauchungs-Verlauf. (a) Vollständiger Verlauf. (b) Verlauf bis zu einer technischen Stauchung von 0,03.

5.3 Vergleich

Bei der analytischen Herleitung wurden drei Annahmen getroffen. Um die Analytik aussagekräftig bewerten zu können, wird zunächst überprüft, ob das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere diese drei Annahmen erfüllt.

Zum einen wurde bei der analytischen Herleitung angenommen, dass die spezifische Bruchflächenenergie des Klebstoffs vernachlässigbar ist. Für das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere ist diese Annahme gerechtfertigt. Da sich bei dieser Wabenstruktur die Klebstoffschichten von Hand auftrennen lassen, kann davon ausgegangen werden, dass die spezifische Bruchflächenenergie des Klebstoffs sehr gering ist.

Zum anderen wurde bei der analytischen Herleitung vorausgesetzt, dass die durch elastische Deformation gespeicherte Energie gegenüber den plastischen Energieanteilen vernachlässigbar ist. Das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere erfüllt diese Annahme. In [28] wurden Zugversuche mit der Aluminiumfolie durchgeführt, die für das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere verwendet wird. Daraus ergibt sich die maximal durch elastische Deformation gespeicherte Energie je Kubikmillimeter Aluminiumfolie zu 0,12 Nmm. Wohingegen die durch plastische Dehnung je Kubikmillimeter Aluminiumfolie gespeicherte Energie bereits bei einer plastischen Zugdehnung von 0,1 mehr als 25 Nmm beträgt.

Zum Dritten wurde bei der Herleitung des Einflusses des Klebstoffversagens angenommen, dass es beim Faltenbeulen nicht zum Aufreißen der Folie kommt. Das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere erfüllt diese Annahme nicht. Sowohl im Versuch als auch in der Simulation wurde Folierversagen beobachtet, Abschnitt 5.1 und 5.2. Folierversagen kann einerseits dazu führen, dass sich beim Faltenbeulen ein anderer Deformationsmode ausbildet. Beim Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere tritt dieser Effekt nicht auf. Die Simulation in Abschnitt 5.2 hat gezeigt, dass der Faltungsmode trotz Folierversagen sehr gut mit dem für die Analytik gewählten Deformationsmode übereinstimmt. Folierversagen führt andererseits dazu, dass beim Faltenbeulen weniger plastische Energie gespeichert wird. Daraus resultiert sowohl eine Verringerung der

Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen als auch eine Verringerung der Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen. Da sich beide Werte für die Faltenbeulfestigkeit beim Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere infolge des Folienversagens um denselben Betrag verringern, siehe unten, bleibt der Einfluss des Klebstoffversagens unverändert. Das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere kann daher trotzdem zur Bewertung der analytischen Herleitung herangezogen werden.

In Tabelle 5.1 sind die in Versuch und Simulation bestimmten Werte für die Faltenbeulfestigkeit und die Faltenbeullänge den entsprechenden Werten nach der analytischen Herleitung aus Abschnitt 4 gegenübergestellt. Zusätzlich dazu ist in dieser Tabelle der analytisch berechnete Wert des kleineren Radius der torusförmigen Deformationszonen angegeben.

Die analytischen Werte für die Wabenstruktur mit Klebstoffversagen wurden mit den Gleichungen 4.7, 4.8 und 4.10 ermittelt. Die analytischen Werte für die Wabenstruktur ohne Klebstoffversagen wurden mit den Gleichungen 4.53, 4.54 und 4.55 berechnet.

Für die Berechnung der analytischen Werte wurde die Wabengeometrie der Versuchsproben aus Abschnitt 5.1 zugrunde gelegt. Für die Fließspannung des Folienmaterials wurde ein Wert von 273 MPa verwendet. Für den Fall mit Klebstoffversagen ergibt sich dieser Wert aus der durchschnittlichen plastischen Verzerrung, Gleichung 4.12, und dem in [28] gemessenen Verfestigungsverhalten der Aluminiumfolie. Für den Fall ohne Klebstoffversagen ist für jede plastische Deformationszone in der Regel eine unterschiedliche Fließspannung maßgeblich, Abschnitt 4.2.6. Die durchschnittliche plastische Verzerrung muss daher für jede plastische Deformationszone einzeln ermittelt werden. Darauf wurde im Rahmen dieses Abschnitts jedoch verzichtet. Da sich die Faltenbeullänge und der kleinere Radius der torusförmigen Deformationszonen des Deformationsmodes ohne Klebstoffversagen in der Größenordnung der entsprechenden Geometrieparameter des Deformationsmodes mit Klebstoffversagen befinden, wurde vereinfachend davon ausgegangen, dass die Fließspannung für den Fall ohne Klebstoffversagen ebenfalls in der Größenordnung von 273 MPa liegt.

	Mit Klebstoffversagen		Ohne Klebstoffversagen	
	Versuch	Theorie	Simulation	Theorie
Faltenbeulfestigkeit [MPa]	0,348	0,472	0,374	0,500
Faltenbeullänge [mm]	1,4	1,249	2,3	1,0544
Kleinerer Radius der torusförmigen Zonen [mm]	-	0,1638	-	0,1604 bis 0,2246

Tabelle 5.1: Gegenüberstellung der analytisch bestimmten Werte mit den in Versuch und Simulation bestimmten Werten.

Der analytisch bestimmte Wert für die Faltenbeullänge mit Klebstoffversagen stimmt mit der im Versuch gemessenen Faltenbeullänge gut überein. Der von der Analytik vorausgesagte Wert für die Faltenbeullänge ohne Klebstoffversagen ist jedoch deutlich kleiner als die in der Simulation bestimmte Faltenbeullänge. Der Grund dafür liegt in der Ermittlung der Faltenbeullänge im Simulationsmodell. Die durchschnittliche Faltenbeullänge in der Simulation wurde aus der Höhe des Simulationsmodells geteilt durch zweimal die Anzahl an Falten berechnet, Abbildung 5.13:

$$H_{\text{Simulation}} = \frac{h_{\text{Simulation}}}{2 \cdot n} \quad \mathbf{5.3}$$

Im Simulationsmodell treten größere Krümmungsradien als in der Analytik auf. So beträgt beispielsweise der kleinere Radius der torusförmigen Deformationszonen nach der analytischen Herleitung 0,1604 bis 0,2246 mm. Es ist leicht einzusehen, dass dieser Radius mit einer minimalen Elementkantenlänge von 0,1 mm in der Simulation nicht abgebildet werden kann. Die größeren Krümmungsradien führen zu einer Verfälschung der nach Gleichung 5.3 berechneten Faltenbeullänge. Einen korrekteren Wert für die Faltenbeullänge stellt daher die Messlänge $H_{\text{Sim_korrekt}}$ dar, Abbildung 5.13. Mit 1,2 mm stimmt diese deutlich besser mit dem analytischen Wert überein.

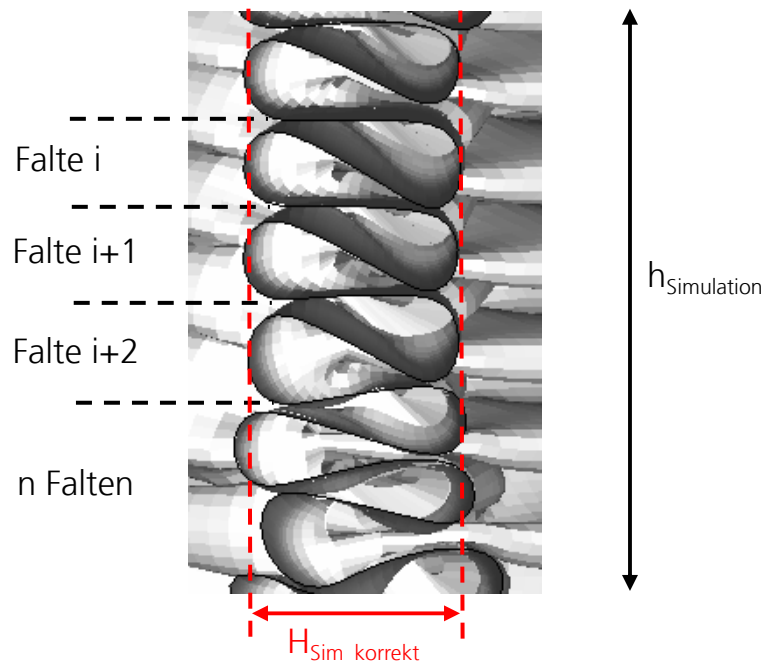


Abbildung 5.13: Ermittlung der Faltenbeullänge im Simulationsmodell.

Die analytisch berechneten Werte für die Faltenbeulfestigkeit liegen deutlich über dem zugehörigen Versuchs- bzw. Simulationwert. Dies liegt daran, dass in der Analytik das Folienversagen ausgeschlossen wurde. Sowohl im Versuch als auch in der Simulation trat jedoch ein Aufreißen der Aluminiumfolie auf, Abschnitt 5.1 und 5.2. Durch das Aufreißen der Aluminiumfolie wird in der deformierten Wabenstruktur weniger Energie gespeichert, was zu einer Absenkung der Faltenbeulfestigkeit führt. Aus der Differenz von Analytik und Versuch ergibt sich der Einfluss des Folienversagens auf die Faltenbeulfestigkeit mit Klebstoffversagen zu 0,124 MPa. Aus der Differenz von Analytik und Simulation erhält man den Einfluss des Folienversagens auf die Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen zu 0,126 MPa. Beide Werte stimmen sehr gut überein.

Aus der Differenz von Simulation und Versuch ergibt sich für das Hauptblockmaterial der EEVC Frontal Offset Barriere der Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit zu 0,026 MPa. Dies entspricht sieben Prozent der Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen. Aus der entsprechenden Differenz der analytisch berechneten Werte erhält man für den Einfluss des Klebstoffversagens 0,028 MPa, Gleichung 4.56. Dies entspricht sechs Prozent der Faltenbeulfestigkeit ohne

Klebstoffversagen. Der analytisch bestimmte Wert für den Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit stimmt sehr gut mit dem realen, per Versuch und Simulation bestimmten Wert überein. Die analytische Herleitung kann damit als zuverlässiges Hilfsmittel zur Berechnung des Einflusses des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen angesehen werden.

6 Sensitivitätsanalyse

Um eine verlässliche Aussage über den Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit einer beliebigen Wabenstruktur machen zu können, ist es wichtig zu wissen, wie sensibel das analytische Ergebnis auf kleine Änderungen der Eingabeparameter reagiert. Zu diesem Zweck wird im Folgenden die Robustheit der analytischen Herleitung untersucht.

Der Einfluss des Klebstoffversagens ist zum einen von der Geometrie der Wabenstruktur und zum anderen von dem Material der Folie abhängig. Zu den Geometrie-Eingabeparametern zählen die Wabengröße S , die Länge der einfachen und der doppelten Wabenwände l und h sowie die Folienstärke t . Die Eigenschaften des Folienmaterials gehen über seine Fließspannung σ_s in die analytische Herleitung ein.

Die Sensitivitätsanalyse wird ebenfalls am Beispiel des Hauptblockmaterials der EEVC Frontal Offset Barriere durchgeführt. Ausgehend von den in Abschnitt 5.3 verwendeten Geometrie- und Materialkennwerten wird jeder Eingabeparameter um \pm zehn Prozent variiert und die Auswirkung auf den Einfluss des Klebstoffversagens untersucht.

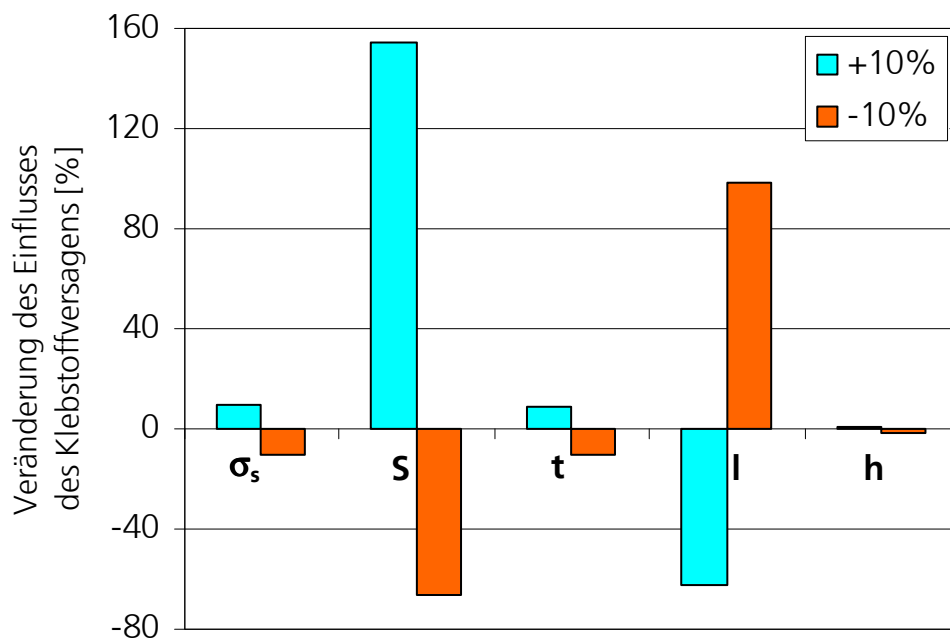


Abbildung 6.1: Veränderung des Einflusses des Klebstoffversagens.

In Abbildung 6.1 ist die Veränderung des Einflusses des Klebstoffversagens in Prozent dargestellt. Man erkennt sehr deutlich, dass eine kleine Abweichung der Wabengröße sowie der Länge der einfachen Wabenwände eine signifikante Auswirkung auf das analytische Ergebnis hat. Eine Modifikation dieser Eingabeparameter führt zu einer Veränderung des Einflusses des Klebstoffversagens von bis zu 160 Prozent. Dagegen wirkt sich eine kleine Veränderung der anderen drei Eingabeparameter nur geringfügig auf den Einfluss des Klebstoffversagens aus. Für diese Eingabeparameter betragen die Abweichungen maximal zehn Prozent.

Sowohl eine Veränderung der Wabengröße als auch eine Veränderung der Länge der einfachen Wabenwände führt bei Gleichbleiben der anderen Eingabeparameter zu einer Veränderung des Wabenwinkels θ , Abbildung 6.2. Eine Vergrößerung des Wabenwinkels verursacht eine signifikante Abnahme des Einflusses des Klebstoffversagens. Eine Verringerung des Wabenwinkels führt zu einer signifikanten Zunahme des Einflusses des Klebstoffversagens. Dieses Verhalten ist leicht nachvollziehbar, bedenkt man, dass die Wabenstruktur mit zunehmendem Wabenwinkel gegen den unexpandierten HOBE-Block aus Abschnitt 2.1 strebt. Der HOBE-Block verhält sich unter Druck wie ein massives Aluminium-Klebstoff-Verbundteil, für das kein Faltenbeulen möglich ist. Der Einfluss des Klebstoffversagens verschwindet.

Offensichtlich hat der Wabenwinkel einen signifikanten Einfluss auf das analytische Ergebnis. Wohingegen die anderen Eingabeparameter nur eine untergeordnete Rolle spielen. Um eine verlässliche Aussage über den Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit einer beliebigen Wabenstruktur machen zu können, muss der Wabenwinkel dieser Struktur daher möglichst genau bestimmt werden.

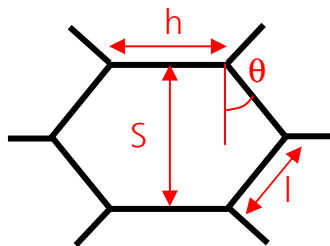


Abbildung 6.2: Zusammenhang der geometrischen Parameter einer Wabenstruktur.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die Crashtests für Front-, Seiten- und Heckcrash werden vorwiegend mit deformierbaren Crash-Barrieren durchgeführt. Diese Barrieren sind aus Aluminiumwabenstrukturen mit einer Verkleidung aus Aluminiumblech aufgebaut. Aufgrund niedrigerer Kosten und kürzerer Entwicklungszeiten werden die Fahrzeugstrukturen heute verstärkt virtuell ausgelegt. Für die numerische Simulation sind Finite Elemente Modelle für die Crash-Barrieren erforderlich, die die vielseitigen Deformations- und Versagensmechanismen in den Barrieren unter vertretbarem Rechenaufwand abbilden können. Die größte Herausforderung bei der Barrierenmodellierung besteht darin, die Aluminiumwabenstrukturen zu modellieren, da diese ein komplexes anisotropes Deformations- und Versagensverhalten aufweisen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde aufgezeigt, dass für die Modellierung der Aluminiumwabenstrukturen eine vergrößerte Schalenmodellierung zweckmäßig ist.

Der führende Deformationsmechanismus der Crash-Barrieren beim Crashtest ist das Faltenbeulen der Aluminiumwabenstrukturen. Dabei werden die Klebstoffschichten innerhalb der Wabenstrukturen zum Teil aufgetrennt. Die Berücksichtigung des Klebstoffversagens ist bei der vergrößerten Schalenmodellierung allerdings nur schwer möglich. Einerseits ist die experimentelle Charakterisierung des Klebstoffverhaltens aufgrund der geringen Dicke der Klebstoffschichten sehr aufwendig. Andererseits sind die dünnen Klebstoffschichten numerisch schlecht diskretisierbar. Deswegen werden die verklebten Wabenwände bei der vergrößerten Schalenmodellierung stattdessen mit Schalenelementen der doppelten Wandstärke abgebildet. Durch das Aufbrechen der Klebstoffschichten kann sich beim Faltenbeulen jedoch ein energetisch günstigerer Faltungsmode ausbilden, der mit einer Abnahme der Faltenbeulfestigkeit verbunden ist. Es stellt sich die Frage, wie groß der Fehler bei der Simulation der Faltenbeulfestigkeit ist, wenn man das Klebstoffversagen bei der Modellierung nicht berücksichtigt. Daraus ergab sich als Ziel dieser Arbeit, den Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen analytisch herzuleiten.

Zunächst wurde die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen ermittelt. Hierbei wurde auf die analytische Herleitung der Faltenbeulfestigkeit von Wierzbicki [40] zurückgegriffen. Wierzbicki

nahm für das Faltenbeulen einen kompatiblen Deformationsmode an, für den er mit Hilfe von Energiebetrachtungen die Faltenbeulfestigkeit berechnete. Bei Wierzbickis Deformationsmode werden die Wabenwände beim Faltenbeulen in eine Richtung ausgelenkt. In Versuchsproben beobachtet man jedoch ausschließlich eine Auslenkung der Wabenwände in zwei Richtungen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde für die analytische Herleitung der Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen daher ein Deformationsmode verwendet, der die zweiseitige Auslenkung der Wabenwände berücksichtigt. Anschließend wurde die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen hergeleitet. Auch für diesen Fall wurde für das Faltenbeulen zunächst ein Deformationsmode angenommen. Der zugrunde gelegte Deformationsmode wurde durch eine Finite Elemente Simulation ermittelt. Wie beim Lastfall mit Klebstoffversagen wurde anschließend die Faltenbeulfestigkeit mit Hilfe von Energiebetrachtungen berechnet. Der Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen ergab sich daraufhin als Differenz der Faltenbeulfestigkeit ohne und mit Klebstoffversagen.

Anschließend wurde die analytische Herleitung am Beispiel des Hauptblockmaterials der EEVC Frontal Offset Barriere validiert. Im ersten Schritt wurde die Faltenbeulfestigkeit im Druckversuch gemessen. Hierbei kam es zum Aufreißen der Klebstoffschichten innerhalb der Wabenstruktur. Im zweiten Schritt wurde die Faltenbeulfestigkeit mit Hilfe einer Finite Elemente Simulation bestimmt. Dabei wurde ein Versagen der Klebstoffverbindungen ausgeschlossen, indem die verklebten Wabenwände mit Schalenelementen der doppelten Wandstärke modelliert wurden. Aus der Differenz der beiden Werte für die Faltenbeulfestigkeit ergab sich der Einfluss des Klebstoffversagens. Für die Bewertung der analytischen Herleitung wurde der reale Fehler mit dem von der Analytik vorausgesagten Wert verglichen. Beide Werte stimmten sehr gut überein. Damit kann die Analytik als zuverlässiges Instrument zur Ermittlung des Einflusses des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen angesehen werden.

Abschließend wurde noch die Robustheit der analytischen Herleitung mit Hilfe einer Sensitivitätsanalyse untersucht. Hierbei wurde überprüft, wie sensibel das analytische Ergebnis auf kleine Änderungen der Eingabeparameter reagiert. Es zeigte sich, dass der Wabenwinkel einen signifikanten Einfluss auf den Einfluss des Klebstoffversagens hat,

wohingegen die anderen Eingabeparameter nur eine untergeordnete Rolle spielen.

In dieser Arbeit wurde der Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen analytisch hergeleitet. Am Beispiel des Hauptblockmaterials der EEVC Frontal Offset Barriere hat sich die analytische Herleitung bewährt. Die Analytik gilt jedoch nicht für beliebige Wabenstrukturen. Für eine allgemeingültige Aussage müssen zukünftig noch die für das Aufreißen der Klebstoffschichten benötigte Energie, die durch elastische Deformation gespeicherte Energie und das Folienversagen in der Analytik berücksichtigt werden.

8 Literatur

- [1] ABAQUS, Version 6.6: ABAQUS Inc., Providence, USA, 2004
- [2] ABAQUS, Version 6.5: »Analysis User's Manual«, ABAQUS, Inc., Providence, USA, 2004
- [3] ABAQUS, Version 6.5: »Theory Manual«, ABAQUS, Inc., Providence, USA, 2004
- [4] Belytschko T., Lin J.I., Tsay C.S.: »Explicite Algorithms for the Nonlinear Dynamics of Shells«, Computational Methods in Applied Mechanics an Engineering, Vol. 42, (1984) 225–251
- [5] CELLBOND: »Produktinformation EEVC Frontal Offset Barriere«, Cellbond Composites Ltd., UK
- [6] CELLBOND: »Konstruktionsplan EEVC Frontal Offset Barriere«, Cellbond Composites Ltd., UK, 2000
- [7] Dell H., Gese H.: »Dynamische Versagensgrenzkurven für zwei Al-Profile und Reibungszahlen für die Paarungen Al-Legierung/Al-Legierung und Stahl/Al-Legierung«, 1. Zwischenbericht der »Studie zur Bewertung des Versagens von Al-Blechen und Al-Profilen bei Crashbelastung – Phase 3«, Untersuchungsbericht der MATFEM Partnerschaft Dr. Gese & Oberhofer im Auftrag der BMW Group, München, 2002
- [8] EASi Engineering GmbH: »Safety Companion 2006«, EASi Engineering GmbH, Alzenau, 2006
- [9] Gholami T., Holzner M.: »Rechnerische Untersuchung des Fahrzeugseitenaufpralls mit unterschiedlichen Barrierentypen«, VDI Berichte, 1153 (1994) 485–502
- [10] Gibson L.J., Ashby M.F.: »Cellular Solids: Structure and Properties«, first paperback edition, Cambridge University Press, Cambridge, 1999
- [11] Göldner H.: »Lehrbuch Höhere Festigkeitslehre«, Band 2, Fachbuchverlag Leipzig, Köln, 1992
- [12] Grediac M.: »A Finite Element Study of the Transverse Shear in Honeycomb Cores«, International Journal Solids Structures, Vol. 30, No. 13 (1993) 1777–1788
- [13] von Kármán T., Sechler E.E., Donnell L.H.: »The Strength of Thin Plates in Compression«, Trans. ASME, 54 (1932) 53–57
- [14] Kelsey B., Gellatly R.A., Clark B.W.: »The Shear Modulus of Foil Honeycomb Cores«, Aircraft Engineering (1958) 294–302

- [15] Klintworth J.W., Stronge W.J.: »Biaxial Testing of Honeycomb in the Transverse Direction«, Pilot Study for Task 2 of the Project »Improved Constitutive Modelling of Honeycomb Barriers«, Department of Engineering, University of Cambridge, Cambridge, 1996
- [16] Klintworth J.W., Stronge W.J.: »Elasto-Plastic Yield Limits and Deformation Laws for Transversely Crushed Honeycombs«, *International Journal of Mechanical Sciences*, 30 (1988) 273–292
- [17] Kramer F.: »Passive Sicherheit von Kraftfahrzeugen«, Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/Wiesbaden, 1998
- [18] Langner W.: »Der ODB-Test, eine Herausforderung an die Fahrzeugkonstruktion«, *VDI Berichte*, Nr. 1264 (1996) 55–75
- [19] Liu W.W.: »The Development of a Methodology for Vehicle Side Impact Simulation using Nonlinear FEA«, *Crashworthiness and Occupant Protection in Transportation Systems ASME, AMD-Vol. 126/BED-Vol. 19* (1991) 181–193
- [20] Lübbling C.: »Crash Simulation in Body Development - State of the Art and Future Challenges«, Euromotor, Aachen, November 2002
- [21] MAPLE V, Version 4.00c: Waterloo Maple Inc., 1996
- [22] McFarland R.K.: »Hexagonal Cell Structures under Post-Buckling Axial Load«, *AIAA Journal*, Vol. 1, No. 6 (1963) 1380–1385
- [23] Mohr D., Doyoyo M.: »Nucleation and Propagation of Plastic Collapse Bands in Aluminum Honeycomb«, *Journal of Applied Physics*, Vol. 94, No. 4 (2003) 2262–2270
- [24] Mohr D., Doyoyo M.: »Deformation-Induced Folding Systems in Thin-Walled Monolithic Hexagonal Metallic Honeycomb«, *International Journal of Solids and Structures*, 41 (2004) 3353–3377
- [25] Mohr D., Doyoyo M.: »Large Plastic Deformation of Metallic Honeycomb: Orthotropic Rate-Independent Constitutive Model«, *International Journal of Solids and Structures*, 41 (2004) 4435–4456
- [26] Mohr D., Doyoyo M.: »Experimental Investigation on the Plasticity of Hexagonal Aluminum Honeycomb under Multiaxial Loading«, *Journal of Applied Mechanics*, 71 (2004) 375–385
- [27] Moissinac-Massenat V.: »Transverse Biaxial Crushing of Aluminium Honeycomb«, Phase 1 for Task 2 of the Project »Improved Constitutive Modelling of Honeycomb Barriers«, Department of Engineering, University of Cambridge, Cambridge, 1997

-
- [28] Niedermeyer, S.: »Charakterisierung und Modellierung von Crash-Barrieren aus Aluminiumwabenstrukturen«, Bericht I-26/07, Ernst-Mach-Institut, Freiburg, 2007
- [29] Penzien J., Didriksson T.: »Effective Shear Modulus of Honeycomb Cellular Structure«, AIAA Journal, Vol. 2, No. 3 (1964) 531–535
- [30] Roark R.J., Young W.C.: »Formulas for Stress and Strain«, McGraw-Hill Kogakusha, Tokyo (1975)
- [31] Saha N.K., Mahadevan S.K., Midoun D.E., Yang J.S.: »Finite Element Structure-Dummy System Model for Side Impact Simulation«, Crashworthiness and Occupant Protection in Transportation Systems ASME, AMD-Vol. 126/BED-Vol. 19 (1991) 169–179
- [32] Schwer L.E., Whirley R.G.: »Lessons learned in Modeling a Moving Deformable Barrier (MDB) impacting a Rigid Wall«, International Journal Crash, Vol. 1, No. 1 (1996) 73–92
- [33] Seggewiß P.: »Numerische Untersuchung von Honeycomb-Strukturen aus Aluminiumfolie«, Diplomarbeit an der Universität der Bundeswehr München in Zusammenarbeit mit der BMW Group, München, 1996
- [34] Tyan T., Wu C., Varadappa S.: »Finite Element Simulation of the EEVC Offset Deformable Barrier«, Tenth International Conference on Vehicle Structural Mechanics and CAE, Troy, Michigan (1997)
- [35] Tyan T., Cheng J.: »Finite Element Modeling of a Moving Deformable Barrier for Fuel System Performance Simulations«, ASME 1999 Design Engineering Technical Conference, Las Vegas (1999)
- [36] Timoshenko S.P., Gere J.M.: »Theory of Elastic Stability«, second edition, McGraw-Hill, New York (1961)
- [37] Trella T.J., Samaha R.R.: »Finite Element Model of a Moving Deformable Barrier for Federal Motor Vehicle Safety Standard 214 Side Impact Collision«, Crashworthiness and Occupant Protection in Transportation Systems ASME, AMD-Vol. 210/BED-Vol. 30, New York (1995) 89–112
- [38] Tryland, T.: »Alternative Model of the Offset Deformable Barrier«, LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2005
- [39] Wagner U., Annandale R., Wüstner H., Winkelmueller G.: »A Finite Element Model of the Frontal Deformable Barrier as an Example of Simulating Advanced Requirements«, VDI Berichte, Nr. 1283 (1996) 237–249

- [40] Wierzbicki T.: »Crushing Analysis of Metal Honeycombs«, International Journal of Impact Engineering, Vol. 1, No. 2 (1983) 157–174
- [41] Wierzbicki T.: »On the Crushing Mechanics of Thin-Walled Structures«, Journal of Applied Mechanics, Vol. 50 (1983) 727–734
- [42] Wierzbicki T., Jones T.: »Structural Crashworthiness«, Butterworth & Co Ltd., UK, 1983
- [43] Wierzbicki T., Abramowicz W.: »Axial Crushing of Multicorner Sheet Metal Columns«, Journal of Applied Mechanics, Vol. 56 (1989) 113–120
- [44] Wierzbicki T.: »Experimental, Numerical, and Analytical Study of Honeycomb Material«, Abschlussbericht des Projekts »Improved Constitutive Modelling of Honeycomb Barriers« in Zusammenarbeit mit der BMW Group et al., Impact and Crashworthiness Laboratory, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, 1997
- [45] Zhang J., Ashby M.F.: »The Out-of-Plane Properties of Honeycombs«, International Journal Mech. Sci., Vol. 34, No. 6 (1992) 475–489
- [46] Zhou Q., Mayer R.R.: »Characterization of Aluminum Honeycomb Material Failure in Large Deformation Compression, Shear, and Tearing«, Transactions of the ASME, Vol. 124, (2000) 412–420

9 Notation

9.1 Lateinische Symbole

$\dot{a}rc$	Längenänderung eines Mantelflächenabschnitts der kegelstumpfförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
a	größerer Radius der torusförmigen Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
A_{real}	Querschnittsfläche der Wabenwände, die beim Eindringen eines starren Körpers in die reale Wabenstruktur vom Körper überdeckt werden
$A_{vergrößert}$	Querschnittsfläche der Wabenwände, die beim Eindringen eines starren Körpers in die vergrößerte Wabenstruktur vom Körper überdeckt werden
A_{Probe}	Querschnittsfläche der Versuchsprobe beim Druckversuch zu Versuchsbeginn
b	Höhe der Wabenstruktur in T-Richtung zur analytischen Berechnung des Schubmoduls unter Schubbelastung in der L-T-Ebene
b_{mit}	kleinerer Radius der torusförmigen Zonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
b_{ohne}	kleinerer Radius der torusförmigen Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$b_{Wierzbicki}$	kleinerer Radius der torusförmigen Zonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen nach Wierzbicki
c	größerer Radius der torusförmigen Zone BUG für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
C	Länge der Mantelfläche einer kegelstumpfförmigen Zone für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen

\overline{CD}	Abschnitt der plastischen Gelenkkanten der kegelförmigen Zonen, der auf der einfachen Wabenwand liegt, für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
\overline{DU}	Abschnitt der plastischen Gelenkkanten der kegelförmigen Zonen, der auf der doppelten Wabenwand liegt, für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
e_r	Elementkantenlänge im Finite Elemente Modell der realen Wabenstruktur
e_v	Elementkantenlänge im Finite Elemente Modell der vergrößerten Wabenstruktur
$E_{c_W_Druck}$	Kompaktionsmodul unter Druckbelastung in W-Richtung
$E_{c_W_Zug}$	Kompaktionsmodul unter Zugbelastung in W-Richtung
$E_{c_L_Druck}$	Kompaktionsmodul unter Druckbelastung in L-Richtung
$E_{c_L_Zug}$	Kompaktionsmodul unter Zugbelastung in L-Richtung
$E_{c_T_Druck}$	Kompaktionsmodul unter Druckbelastung in T-Richtung
E_{el_W}	Elastizitätsmodul unter Belastung in W-Richtung
E_{el_L}	Elastizitätsmodul unter Belastung in L-Richtung
E_{el_T}	Elastizitätsmodul unter Belastung in T-Richtung
E_s	Elastizitätsmodul des Folienmaterials
E_{1_mit}	gespeicherte plastische Energie in den torusförmigen Zonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
E_{1_ohne}	gespeicherte plastische Energie in den torusförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
\dot{E}_{1_ohne}	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den torusförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
\dot{E}_{1_ACE}	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in der torusförmigen Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen

\dot{E}_{1_BUG}	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in der torusförmigen Zone BUG für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
E_{2_mit}	gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Zonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
E_{2_ohne}	gespeicherte plastische Energie in den zylinderförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
\dot{E}_{2_ohne}	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den zylinderförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
E_{3_mit}	gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Zonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
E_{3_ohne}	gespeicherte plastische Energie in den kegelförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
\dot{E}_{3_ohne}	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den kegelförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
E_{4_ohne}	gespeicherte plastische Energie in den kegelstumpfförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
E_{5_ohne}	gespeicherte plastische Energie in den trapezförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
\dot{E}_{5_ohne}	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in den trapezförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$\dot{E}_{Kegelstumpf}$	Änderung der gespeicherten plastischen Energie in einer kegelstumpfförmigen Zone für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
F	Druckkraft, die zum Eindringen eines starren Körpers in eine Wabenstruktur erforderlich ist
F_D	Kraft, die während des Druckversuchs an der Kraftmessdose anliegt
f	Vergrößerungsfaktor

G_{C_WL}	Schubkompaktionsmodul unter Schubbelastung in der W-L-Ebene
G_{C_WT}	Schubkompaktionsmodul unter Schubbelastung in der W-T-Ebene
G_{C_LT}	Schubkompaktionsmodul unter Schubbelastung in der L-T-Ebene
G_{el_WL}	Schubmodul unter Schubbelastung in der W-L-Ebene
G_{el_WT}	Schubmodul unter Schubbelastung in der W-T-Ebene
G_{el_LT}	Schubmodul unter Schubbelastung in der L-T-Ebene
G_{lower}	untere Grenze für den Schubmodul unter Schubbelastung in der L-T-Ebene nach Kelsey et al.
G_{upper}	obere Grenze für den Schubmodul unter Schubbelastung in der L-T-Ebene nach Kelsey et al.
G_s	Schubmodul des Folienmaterials
h	Länge der doppelten Wabenwände
h_{real}	Länge der doppelten Wabenwände im Finite Elemente Modell der realen Wabenstruktur
$h_{vergrößert}$	Länge der doppelten Wabenwände im Finite Elemente Modell der vergrößerten Wabenstruktur
$h_{Simulation}$	Höhe des Simulationsmodells
h_{frei}	freie Höhe der Versuchsproben beim Druckversuch
H	Faltenbeullänge
H_{mit}	Faltenbeullänge für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
H_{ohne}	Faltenbeullänge für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$H_{Wierzbicki}$	Faltenbeullänge für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen nach Wierzbicki
$H_{Simulation}$	Faltenbeullänge für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen im Simulationsmodell
$H_{Simulation_korrekt}$	korrektere Faltenbeullänge für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen im Simulationsmodell

$k_{\text{Klebstoff}}$	Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen als Prozentsatz der Faltenbeulfestigkeit ohne Klebstoffversagen
l	Länge der einfachen Wabenwände
l_{real}	Länge der einfachen Wabenwände im Finite Elemente Modell der realen Wabenstruktur
$l_{\text{vergrößert}}$	Länge der einfachen Wabenwände im Finite Elemente Modell der vergrößerten Wabenstruktur
Δl	gemessene Bewegung am Maschinenzylinder während des Druckversuchs
L	Länge der plastischen Gelenkkanten für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
M_0	vollplastisches Moment je Längeneinheit
n	Anzahl der Falten im Simulationsmodell
N_0	vollplastische Normalkraft je Längeneinheit
O	Oberfläche der torusförmigen Deformationszonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
P_{dopp}	Kraft, die unter Druckbelastung in T-Richtung auf die doppelten Wabenwände einwirkt, wenn in den einfachen Wabenwänden die kritische Beullast erreicht wird
P_{krit}	kritische Beullast der einfachen Wabenwände unter Druckbelastung in T-Richtung
$P_{\text{m_mit}}$	durchschnittliche Faltenbeulkraft für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
$P_{\text{m_ohne}}$	durchschnittliche Faltenbeulkraft für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$P_{\text{m_Wierzbicki}}$	durchschnittliche Faltenbeulkraft für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen nach Wierzbicki
r	kleinerer Radius der torusförmigen Zone BUG für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
S	Wabengröße

S_r	Wabengröße im Finite Elemente Modell der realen Wabenstruktur
S_v	Wabengröße im Finite Elemente Modell der vergrößerten Wabenstruktur
t	Folienstärke
$t_{\text{real}}=t_r$	Folienstärke im Finite Elemente Modell der realen Wabenstruktur
$t_{\text{vergrößert}}=t_v$	Folienstärke im Finite Elemente Modell der vergrößerten Wabenstruktur
t_M	Folienstärke in der Mitte der Versuchsproben für den Druckversuch
t_R	Folienstärke am Rand der Versuchsproben für den Druckversuch
v_1, v_2, v_3	Auslenkgeschwindigkeiten der Wabenwände beim Deformationsmode für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
v_0	Geschwindigkeit im Punkt 0 der torusförmigen Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
v_{\perp}	Normalkomponente der Geschwindigkeitsverteilung in den torusförmigen Zonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
v_{\perp_ACE}	Normalkomponente der Geschwindigkeitsverteilung in der torusförmigen Zone ACE aus der Sicht von Punkt 0 für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
v_{\parallel_ACE}	Tangentialkomponente der Geschwindigkeitsverteilung in der torusförmigen Zone ACE aus der Sicht von Punkt 0 für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
v_{\perp_BUG}	Normalkomponente der Geschwindigkeitsverteilung in der torusförmigen Zone BUG aus der Sicht von Punkt 0' für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
v_{\parallel_BUG}	Tangentialkomponente der Geschwindigkeitsverteilung in der torusförmigen Zone BUG aus der Sicht von Punkt 0' für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen

v_x, v_y	Komponenten der Geschwindigkeitsverteilung über die Mantelfläche einer kegelstumpfförmigen Zone für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$v_{x1}, v_{y1}, v_{x2}, v_{y2}$	Komponenten der Geschwindigkeitsverteilung über die Mantelfläche einer kegelstumpfförmigen Zone für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
V	Volumen der torusförmigen Deformationszonen für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
z	Integrationsparameter zur Ermittlung der durchschnittlichen plastischen Verzerrung in den kegelförmigen Deformationszonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen

9.2 Griechische Symbole

α	einer der Winkel zum Beschreiben der Geometrie des Deformationsmodes für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
α_{mit}	Winkel zum Beschreiben des Deformationszustands des Deformationsmodes für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
β	einer der Winkel zum Beschreiben der Geometrie des Deformationsmodes für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
β^+	Parameter zur analytischen Berechnung der elastischen Beulspannung unter Druckbelastung in L-Richtung
χ	Winkel einer kegelstumpfförmigen Zone für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
δ, ϕ	Koordinaten des Torus-Koordinatensystems der Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
ϵ_{av_mit}	durchschnittliche plastische Verzerrung in den plastischen Deformationszonen für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen

$\epsilon_{c_W_Druck}$	Kompaktionsstauchung unter Druckbelastung in W-Richtung
$\epsilon_{c_W_Zug}$	Kompaktionsdehnung unter Zugbelastung in W-Richtung
$\epsilon_{c_L_Druck}$	Kompaktionsstauchung unter Druckbelastung in L-Richtung
$\epsilon_{c_L_Zug}$	Kompaktionsdehnung unter Zugbelastung in L-Richtung
$\epsilon_{c_T_Druck}$	Kompaktionsstauchung unter Druckbelastung in T-Richtung
ϵ_{tech}	technische Stauchung der Versuchsprobe beim Druckversuch
$\dot{\epsilon}$	Verzerrungsraten
γ	einer der Winkel zum Beschreiben der Geometrie des Deformationsmodes für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
γ_{c_WL}	Kompaktionsscherung unter Schubbelastung in der W-L-Ebene
γ_{c_WT}	Kompaktionsscherung unter Schubbelastung in der W-T-Ebene
γ_{c_LT}	Kompaktionsscherung unter Schubbelastung in der L-T-Ebene
$\dot{\kappa}_{\delta\delta_ACE}, \dot{\kappa}_{\phi\phi_ACE}$	Krümmungsänderungsraten in der torusförmigen Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$\dot{\kappa}_{\delta\delta_BUG}, \dot{\kappa}_{\phi\phi_BUG}$	Krümmungsänderungsraten in der torusförmigen Zone BUG für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$\dot{\lambda}_{\delta\delta_ACE}, \dot{\lambda}_{\phi\phi_ACE}$	Verzerrungsraten in der torusförmigen Zone ACE für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$\dot{\lambda}_{\delta\delta_BUG}, \dot{\lambda}_{\phi\phi_BUG}$	Verzerrungsraten in der torusförmigen Zone BUG für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
ν_{WL}	Querkontraktionszahl WL
ν_{WT}	Querkontraktionszahl WT

v_{LT}	Querkontraktionszahl LT
v_s	Querkontraktionszahl des Folienmaterials
θ	Wabenwinkel
θ_{real}	Wabenwinkel im Finite Elemente Modell der realen Wabenstruktur
$\theta_{\text{vergrößert}}$	Wabenwinkel im Finite Elemente Modell der vergrößerten Wabenstruktur
ρ	Dichte einer Wabenstruktur
ρ_s	Dichte des Folienmaterials
σ	Spannungstensor
$\sigma_{\text{el_L_Druck}}$	elastische Beulspannung unter Druckbelastung in L-Richtung
$\sigma_{\text{el_T_Druck}}$	elastischer Peak unter Druckbelastung in T-Richtung
$\sigma_{\text{el_pl_T_Druck}}$	elastisch-plastischer Peak unter Druckbelastung in T-Richtung
$\sigma_{\text{pl_W}}$	plastische Plateauspannung unter Belastung in W-Richtung
$\sigma_{\text{pl_L}}$	plastische Plateauspannung unter Belastung in L-Richtung
$\sigma_{\text{pl_T_Druck}}$	plastische Plateauspannung unter Druckbelastung in T-Richtung (Faltenbeulfestigkeit)
$\sigma_{\text{pl_T_Druck_mit}}$	Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen
$\sigma_{\text{pl_T_Druck_ohne}}$	Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
$\sigma_{\text{pl_T_Druck_Wierzbicki}}$	Faltenbeulfestigkeit für Wabenstrukturen mit Klebstoffversagen nach Wierzbicki
$\sigma_{\text{pl_T_Zug}}$	plastische Plateauspannung unter Zugbelastung in T-Richtung
$\sigma_{\text{Klebstoff}}$	Einfluss des Klebstoffversagens auf die Faltenbeulfestigkeit von Wabenstrukturen

σ_{real}	Spannungszustand in den belasteten Elementen der realen Wabenstruktur beim Eindringen eines starren Körpers
$\sigma_{\text{vergrößert}}$	Spannungszustand in den belasteten Elementen der vergrößerten Wabenstruktur beim Eindringen eines starren Körpers
σ_s	Fließspannung des Folienmaterials
σ_{tech}	technische Druckspannung der Versuchsprobe beim Druckversuch
$\tau_{\text{el_WT}}$	elastische Beulspannung unter Schubbelastung in der W-T-Ebene
$\tau_{\text{el_LT}}$	elastische Beulspannung unter Schubbelastung in der L-T-Ebene
$\tau_{\text{pl_WL}}$	plastische Plateauspannung unter Schubbelastung in der W-L-Ebene
$\tau_{\text{pl_WT}}$	plastische Plateauspannung unter Schubbelastung in der W-T-Ebene
$\tau_{\text{pl_LT}}$	plastische Plateauspannung unter Schubbelastung in der L-T-Ebene
$\dot{\omega}$	Winkeländerungsrate an den plastischen Gelenkkanten in Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen
ψ	einer der Winkel zum Beschreiben der Geometrie des Deformationsmodes für Wabenstrukturen ohne Klebstoffversagen

10 Anhang

10.1 Materialkennwerte von Wabenstrukturen

Allgemein

	Kennwert		Literaturverweis
10.1	ρ	$\left(\frac{t}{l}\right) \frac{h/l+1}{(h/l+\sin\theta)\cos\theta} \rho_s$	[10]

In-plane

	Kennwert		Literaturverweis								
10.2	E_{el_W}	$\left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{\cos\theta}{(h/l+\sin\theta)\sin^2\theta} E_s$	[10]								
10.3	E_{el_L}	$\left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{h/l+\sin\theta}{\cos^3\theta} E_s$	[10]								
10.4	G_{el_WL}	$\left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{h/l+\sin\theta}{(h/l)^2 \cos\theta(1+16h/l)} E_s$	[10]								
10.5	ν_{WL}	$\frac{\cos^2\theta}{(h/l+\sin\theta)\sin\theta}$	[10]								
10.6	ν_{LW}	$\frac{(h/l+\sin\theta)\sin\theta}{\cos^2\theta}$	[10]								
10.7	$\sigma_{el_L_Druck}$	$\frac{4}{3} \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{\beta^{+2}}{(h/l)^2 \cos\theta} E_s$ mit <table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tbody> <tr> <td>h/l</td> <td>1,0</td> <td>1,5</td> <td>2,0</td> </tr> <tr> <td>β^+</td> <td>0,48</td> <td>0,58</td> <td>0,65</td> </tr> </tbody> </table>	h/l	1,0	1,5	2,0	β^+	0,48	0,58	0,65	[10]
h/l	1,0	1,5	2,0								
β^+	0,48	0,58	0,65								

10.8	σ_{pl_W}	$\left(\frac{t}{l}\right)^2 \frac{1}{2(h/l + \sin \theta) \sin \theta} \sigma_s$	[10]
10.9	σ_{pl_L}	$\left(\frac{t}{l}\right)^2 \frac{1}{2 \cos^2 \theta} \sigma_s$	[10]
10.10	τ_{pl_WL}	$\left(\frac{t}{l}\right)^2 \frac{1}{(h/l) \cos \theta} \sigma_s$	[10]
10.11	ϵ_c	$1 - \left(\frac{t}{l}\right) \frac{h/l + 1}{(h/l + \sin \theta) \cos \theta}$	[10]

Out-of-plane

	Kennwert		Literaturverweis
10.12	E_{el_T}	$\left(\frac{t}{l}\right) \frac{1+h/l}{(h/l + \sin \theta) \cos \theta} E_s$	[10]
10.13	G_{el_WT}	$\left(\frac{t}{l}\right) \frac{\cos \theta}{h/l + \sin \theta} G_s$	[14]
10.14	G_{el_LT}	$G_{lower} = \left(\frac{t}{l}\right) \frac{h/l + \sin \theta}{(h/l + 1) \cos \theta} G_s \leq G_{el_LT}$ $G_{el_LT} \leq \left(\frac{t}{l}\right) \frac{h/l + \sin^2 \theta}{(h/l + \sin \theta) \cos \theta} G_s = G_{upper}$	[14]
10.15	G_{el_LT}	$G_{lower} + \frac{0,787}{b/l} (G_{upper} - G_{lower})$	[12]
10.16	$v_{WT} = v_{LT}$	≈ 0	[10]
10.17	$v_{TW} = v_{TL}$	$\approx v_s$	[10]
10.18	$\sigma_{el_T_Druck}$	$\frac{5,73}{1-v_s^2} \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{1+h/l}{\cos \theta (h/l + \sin \theta)} E_s$	Abschnitt 2.3
10.19	τ_{el_WT}	$\frac{8,44}{1-v_s^2} \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{1}{h/l + \sin \theta} E_s$	[45]

10.20	τ_{el_LT}	$\frac{8,44}{1-\nu_s^2} \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{1+\sin\theta}{(h/l+\sin\theta)\cos\theta} E_s$	[45]
10.21	$\sigma_{el-pl_T_Druck}$	$\frac{3\pi}{\sqrt{3(1-\nu_s^2)}} \left(\frac{t}{l}\right)^2 \frac{\sqrt{E_s\sigma_s}}{(h/l+\sin\theta)\cos\theta}$	[23]
10.22	$\sigma_{pl_T_Zug}$	$\left(\frac{t}{l}\right) \frac{1+h/l}{\cos\theta(h/l+\sin\theta)} \sigma_s$	[10]
10.23	$\sigma_{pl_T_Druck_mit}$	siehe Abschnitt 4.1	Abschnitt 4.1
10.24	$\sigma_{pl_T_Druck_ohne}$	siehe Abschnitt 4.2	Abschnitt 4.2
10.25	H_{mit}	siehe Abschnitt 4.1	Abschnitt 4.1
10.26	H_{ohne}	siehe Abschnitt 4.2	Abschnitt 4.2