

# EINSATZVERHALTEN VON CFK-SCHAUM-SANDWICHSTRUKTUREN FÜR DIE ANWENDUNG IN LUFTFAHRZEUGPRIMÄRBAUTEILEN UNTER MECHANISCHEN UND THERMOMECHANISCHEN BELASTUNGEN

M. Rinker, M. Gutwinski, M. John, R. Schlimper und R. Schäuble  
Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik  
Walter-Hüse-Straße 1, 06120 Halle  
Deutschland

## Zusammenfassung

Die Materialeigenschaften von CFK-Schaum-Sandwichstrukturen für Luftfahrzeugprimärbauteile wurden systematisch untersucht. Die wichtigste Materialkenngröße des intakten Sandwichverbunds ist die Biegesteifigkeit, welche zur optimalen Ausnutzung des Sandwicheffekts so groß wie möglich sein sollte. Im Rahmen einer Material-Grundcharakterisierung der untersuchten Sandwichstrukturen wurden 4-Punkt-Biegeversuche durchgeführt und die damit ermittelten Steifigkeiten mit verschiedenen rechnerischen Ansätzen verglichen. Neben einer hohen Biegesteifigkeit müssen Sandwichstrukturen weitere Anforderungen erfüllen. Das Festigkeitsverhalten wird maßgeblich auch vom Sandwichkern bestimmt, insbesondere bei komplexen Belastungszuständen, bei denen der Kern out of plane Spannungen ertragen muss. Das Festigkeitsverhalten des PMI-Schaumkerns, welches sich vor allem durch unterschiedliche Zug- und Druckfestigkeiten sowie durch deren Abhängigkeit von der Schaumdichte auszeichnet, wurde im 4-Punkt-Biegeversuch untersucht und mit verschiedenen auf den Spannungsvarianten basierenden Versagenskriterien verglichen. Aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungseigenschaften von Schaumkern und CFK-Deckschicht entstehen Temperatureigenspannungen, die aufgrund der im Vergleich zur Deckschicht sehr viel kleineren Schaumfestigkeit insbesondere den Sandwichkern beanspruchen. Die Auswirkungen der Temperatureigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten des Schaumkerns wurden experimentell und numerisch untersucht. Zudem wurden Temperaturwechsel-Experiments durchgeführt, um das Temperaturermüdungsverhalten des Schaumkerns zu analysieren. Durch Bereiche mit abgelöster Deckschicht wird die Tragfähigkeit des Sandwichverbunds beeinträchtigt. Derartige Schäden können bereits in der Fertigung, während der Wartung oder durch Schlagschäden während des Fluges entstehen und müssen bei der Auslegung von Luftfahrzeugen berücksichtigt werden. Es muss vorhersagbar sein, wie groß ein Schaden sein darf und wie er sich während der Bauteilebenszeit ausbreitet. Die Bewertung dieser Anforderung beruht hauptsächlich auf bruchmechanischen Methoden. Zunächst wurden die Bruchzähigkeiten des Schaumkerns experimentell bestimmt und die semi-empirischen, für Polymerhartschäume nicht genormten Auswerteformeln mit Hilfe von FEM-Berechnungen überprüft. Der Schaumkern soll möglichst sein und muss dabei die mechanischen Anforderungen ertragen, insbesondere muss die Anbindung der Deckschicht an den Kern gewährleistet sein. Eine Möglichkeit diese Eigenschaften zu untersuchen, ist die Analyse der Schaum-Mesostruktur. Hierzu wurden  $\mu$ CT-Aufnahmen von den untersuchten PMI-Hartschäumen gemacht und die charakteristischen Kenngrößen wie mittlerer Zelldurchmesser und Zellwanddicke bestimmt. Mit diesen Parametern wurden FE-Modelle mit stochastischer Zellstruktur basierend auf einem Voronoialgorithmus erstellt und die makroskopischen Materialkennwerte der Schäume berechnet.

## 1. EINLEITUNG

Sandwichstrukturen bestehen aus zwei steifen und festen Deckschichten, die durch einen leichten Kern fest miteinander verbunden sind. Sie weisen eine verhältnismäßig hohe Biegesteifigkeit und -festigkeit auf und eignen sich deshalb für biege- und beulgefährdete Schalenbauteile wie Tragflügel-, Leitwerks- oder Rumpfstrukturen. Die Biegesteifigkeit des Verbundes wird im Wesentlichen durch die Zug- und Drucksteifigkeit der Deckschichten sowie durch die Kernhöhe bestimmt [1]. Durch die Verwendung von Kohlenstofffasermultiaxialgelege für die Deckschichten und eines geschlossenzelligen Polymerhartschaums als Kernmaterial ist es möglich, große Sandwichschalen mit

komplexer Geometrie kostengünstig mittels Vakuuminfusionstechnologie herzustellen [2]. Diese Strukturen eignen sich somit zur effektiven Umsetzung einer integralen Bauweise durch die Einsparung von Versteifungs- und Fügeelementen.

Im Vergleich zu monolithischen Strukturen ist das mechanische Verhalten solcher Sandwichverbunde komplexer. Durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungseigenschaften von Polymerschaum und Deckschicht entstehen im Betrieb Eigenspannungen, die sich den mechanischen Lasten überlagern und je nach Lastfall entlastend oder auch zusätzlich belastend auswirken können [3]. Neben der theoretisch-rechnerischen Vorhersage der Eigenspannungen muss überprüft werden, wie sich das Sandwich unter

Temperaturwechselbelasten verhält [4].

Eine wichtige Anforderung an Luftfahrzeugprimärbauteile ist die Schadenstoleranz, die Fähigkeit der Struktur, definierte Schäden ertragen zu können, ohne zu versagen. Schlagbelastungen können z. B. durch Vogelschlag, Hagel oder herab fallende Werkzeuge während Wartungsarbeiten auftreten. Bei Sandwichstrukturen können solche Schlagschäden dazu führen, dass Kern und Deckschicht weitestgehend ungeschädigt sind, deren Anbindung aneinander jedoch gestört wird. Es muss untersucht werden, wie groß ein solcher Schaden sein darf, um die vorgegebene Last dennoch zu ertragen, bzw. welche Last bei einem definierten Schaden ertragen werden kann. Insofern die Restfestigkeit noch gegeben ist, ist zu überprüfen, ob sich der Schaden unter Wechselbelast ausbreitet und wie stark der Rissfortschritt ist [5]. Die Bewertung dieser Anforderungen basiert auf experimentellen und theoretischen Untersuchungen.

## 2. MATERIALIEN

Die verwendeten Sandwichkerne bestehen aus dem geschlossenzelligen PMI (Polymethacrylimid) Hartschaum ROHACELL® der Firma Evonik Röhm GmbH. Es wurden zwei verschiedene Schäume verwendet, ROHACELL® 51WF mit einer Dichte von 51 kg/m³ und einem mittleren Zelldurchmesser von 0,5 – 0,7 mm sowie ROHACELL® 71RIST mit einer Dichte von 75 kg/m³ und einen mittlerem Zelldurchmesser von 0,2 – 0,3 mm [6]. Die CFK-Deckschichten setzen sich aus i x 6 UD-Einzellagen zusammen, wobei jeweils 3 Lagen zu einem Trockentriaxialgelege zusammen gebindert sind. Es ergibt sich somit ein symmetrischer Aufbau: i x [45/0/-45]s. Die UD-Lage besteht aus HTS-Kohlenstofffaserrovings mit 12000 Filamenten und hat eine Dicke von 0,125mm. Das Epoxidharz RTM6 dient sowohl als Matrix für das CFK als auch für die Anbindung der Deckschichten an den Schaumkern.

Die Herstellung des Sandwichverbunds erfolgt in einem Vakuuminfusionsverfahren. Hierzu werden das CFK-Trockengelege und der Schaumkern auf einer Werkplatte aufgebaut, mit einem Vakuumsack evakuiert und das Epoxidharz anschließend durch Vakuum infundiert. Mit diesem Verfahren können große Bauteile in einem Ofen bei Umgebungsdruck (also ohne den Einsatz eines Autoklaven) im offenen Werkzeug gefertigt werden, wobei die Flächenpressung und Kompaktierung der Kohlenstofffaserengelege durch den Vakuumaufbau auf dem Werkzeug erzeugt wird [7].

## 3. SCHAUMKERNVERSAGEN

Schaumstoffe sind Zwei-Phasen-Systeme, bei welchen ein Gas in einer kontinuierlichen, festen Matrix dispergiert ist (Zellstruktur). Das Werkstoffverhalten des Schaums wird zum einen von dem des Matrixmaterials bestimmt, zum anderen auch von der Zellstruktur, Zellwanddicke, Zellgröße und Schaumdichte. Durch den physikalischen Schäumprozess ergibt sich eine stochastische

geschlossene Struktur (geschlossenzelliger Hartschaum) ohne Richtungsabhängigkeit. Somit kann der Schaum makroskopisch als nahezu isotrop angenommen werden. Zwar weisen die hier untersuchten Schäume in quasistatischen Druck-, Zug- und Schubversuchen ein linear elastisches Materialverhalten auf, jedoch ändert sich z.B. das Verhältnis von Zug- zu Druckfestigkeit signifikant mit der Schaumdichte. Um das Verformungs- und Versagensverhalten genau zu beschreiben, müsste die Zellstruktur bei der Sandwich-Modellierung berücksichtigt werden. Dies ist auf Bauteilebene ausgeschlossen, da die FEM-Modellgröße die Kapazität heute zur Verfügung stehender Rechenanlagen sprengen würde. Der Hartschaum wurde im Rahmen dieser Untersuchungen zunächst als isotropes linear elastisches Material angesehen, für dessen Versagensbeschreibung ein geeignetes Modell gewählt werden muss. Ein Ziel der Untersuchungen war, die Eignung verschiedener für Schaumstoffe verwendeter Versagenskriterien für die Festigkeitsanalyse von ROHACELL® zu prüfen.

### 3.1. Schaumversagenskriterien

Das Normalspannungskriterium [8] wurde bereits 1858 von dem schottischen Professor W.J.M. Rankine [9] veröffentlicht. Es besagt, dass Versagen entweder durch die größte, die Festigkeit bezüglich einachsiger Zugbeanspruchung überschreitende Normalspannung oder durch die kleinste, die Festigkeit bezüglich einachsiger Druckbeanspruchung überschreitende Normalspannung, unabhängig von der Größe anderer wirkender Spannungen, eintritt. Die Hypothese ist hauptsächlich auf spröde Werkstoffe anwendbar. Für isotrope Stoffe und den dreidimensionalen Spannungszustand gilt:

$$(1) \max\left(\frac{\sigma_I}{R^+}, \frac{\sigma_{III}}{R^-}\right) = 1$$

$R^+$  ist die Zugfestigkeit und  $R^-$  die Druckfestigkeit des Schaums.

Nach Tresca [10] versagt ein Werkstoff, wenn die maximale Hauptspannungsdifferenz so groß ist wie das zweifache der Schubfestigkeit. Für isotrope Stoffe gilt im dreidimensionalen Spannungszustand:

$$(2) \frac{\max(|\sigma_I - \sigma_{II}|, |\sigma_{II} - \sigma_{III}|, |\sigma_I - \sigma_{III}|)}{2\tau_{\max}} = 1$$

$\tau_{\max}$  ist die Schubfestigkeit des Materials.

Jede Belastung auf einen Körper hat eine Formänderung zur Folge. Energiehypothesen fordern, dass der Körper infolge von Energien versagt, die im verformten Volumen gespeichert sind. Die von Beltrami [10] vorgestellte Energiehypothese ergibt sich aus der maximalen Formänderungsenergie:

$$(3) \quad \sigma_v = \frac{\sqrt{\sigma_I^2 + \sigma_{II}^2 + \sigma_{III}^2 - 2v^* \dots}}{\dots (\sigma_I \sigma_{II} + \sigma_{II} \sigma_{III} + \sigma_{III} \sigma_I)}$$

Ist die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  so groß wie die Zugfestigkeit des Materials, tritt das Versagen ein.

Sandel entwickelte ein Bruchkriterium, das unterschiedliche Zug- und Druckfestigkeiten berücksichtigt [11,12]. Es basiert auf der Annahme, dass der Werkstoff versagt, wenn der Betrag der Formänderungsarbeit den Wert erreicht hat, der im einachsigen Zugversuch zum Bruch führt. Die Vergleichsspannung errechnet sich zu:

$$(4) \quad \sigma_v = \sqrt{\sigma_I^2 + \sigma_{II}^2 + \sigma_{III}^2 - 2v \left( \frac{2-v}{1+v^2} \right) \dots} \dots (\sigma_I \sigma_{II} + \sigma_{II} \sigma_{III} + \sigma_{III} \sigma_I)$$

Die Vergleichsspannung wird ebenso wie bei dem Kriterium von Beltrami mit der Zugfestigkeit des Materials verglichen, um den Anstrengungsfaktor bzw. den Reservefaktor zu ermitteln.

Jeder räumliche Spannungszustand kann in einen hydrostatischen und in einen deviatorischen Spannungszustand zerlegt werden. Der hydrostatische Druck erzeugt lediglich eine Volumen- aber keine Gestaltänderung, während Schubspannungen nur Gestalt- aber keine Volumenänderung erzeugen. Von der gesamten Formänderungsarbeit in einem Körperelement kann man den Anteil, der durch Volumenänderung hervorgerufen wird, abziehen. Den übrig gebliebenen Anteil, der für die Gestaltänderung aufzubringen ist, bezeichnet man als Gestaltänderungsenergie. Die Hypothese nach Huber-von Mises-Hencky [8,10] besagt, dass die Belastungsfähigkeit durch die maximale Gestaltänderungsenergie begrenzt wird. Die Vergleichsspannung, welche wiederum mit der Zugfestigkeit des Materials verglichen wird, ergibt sich zu:

$$(5) \quad \sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + \dots} \dots (\sigma_{III} - \sigma_I)^2$$

Die Vergleichsspannung wird ebenso wie bei dem Kriterium von Beltrami mit der Zugfestigkeit des Materials verglichen, um den Anstrengungsfaktor bzw. den Reservefaktor zu ermitteln.

Am Deutschen Kunststoff-Institut in Darmstadt wurde ein neuartiger Versagenskörper für den PMI-Hartschaum ROHACELL® entwickelt [13]. Eine Zielstellung bei der Entwicklung des Versagenskörpers war, die unterschiedlichen Zug- und Druckfestigkeiten der ROHACELL®-Schäume zu berücksichtigen, sowie die

spezielle Problematik, dass sich das Verhältnis von Zug- zu Druckfestigkeit mit der Dichte ändert. Mit der ersten Invariante  $I_1$  und der zweiten (deviatorischen) Invariante  $I_{2D}$  des 3D-Spannungstensors ergibt sich die auf die Zugfestigkeit des Schaums zu beziehende Vergleichsspannung zu:

$$(6) \quad \sigma_v = \frac{\sqrt{(12A_2 + 12A_1 + 12)I_{2D}}}{2A_1 + 2A_2 + 2} \dots \frac{\sqrt{(4A_2^2 + (4A_1 + 4)A_2 + A_1^2)I_1^2} + A_1 I_1}{\dots}$$

Die Parameter  $A_1$  und  $A_2$  wurden vom DKI für den Schaum ROHACELL® 51WF zu  $-0,7881$  und  $0,5475$  bestimmt.

### 3.2. 4-Punkt-Biegeversuch

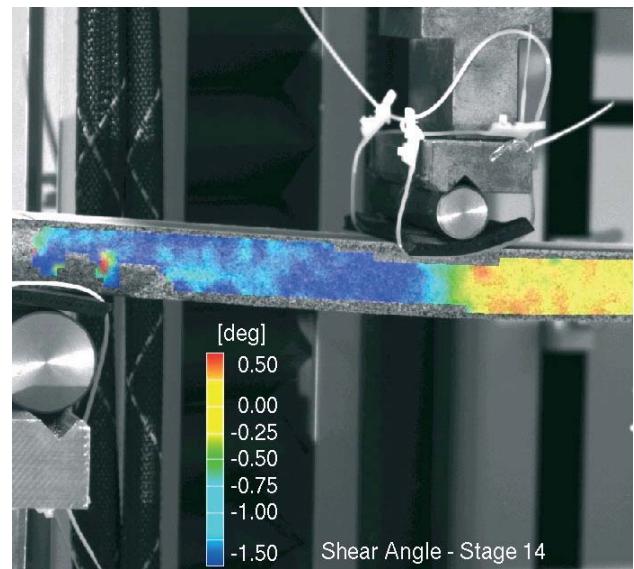


BILD 1. Messung der Schubverformung mit Hilfe optischer Messverfahren im 4-Punkt-Biegeversuch

Es wurden 8 Proben in Anlehnung an die Norm ASTM C 393-00 (für *Quarter Point Loading*) aus einer Sandwichplatte mit ROHACELL® 51WF als Schaumkern und einer CFK-Deckschicht mit 6 UD-Einzellagen ([45/0/-45]s) zugeschnitten. Zum Schutz der Decklagen gegen lokale Druckschädigung an den Auflagern und Lasteinleitungen wurden 25 mm breite Gummiunterlagen mit einer Dicke von 3 mm und einer Härte von 60 Shore A verwendet. Vor Versuchsbeginn wurden die Proben vermessen und gewogen sowie mittels Ultraschall zerstörungsfrei auf Fehler zwischen CFK und Schaum

bzw. im CFK selbst untersucht. Die geometrischen Abweichungen der Proben, insbesondere der Höhe, waren sehr klein. Deshalb wurde bei den weiteren Untersuchungen davon ausgegangen, dass die Proben gleich sind. Die Biegeversuche wurden mit der Universalprüfmaschine ZWICK 10 kN mit einer konstanten Traversengeschwindigkeit von 12 mm/min durchgeführt. Neben dem Verfahrweg der Traverse wurde ein zusätzlicher Wegaufnehmer an der Probenmitte auf deren Unterseite zur Messung der Biegung genutzt. Sowohl die Dehnung auf der Hautoberseite der Probenmitte als auch die Scherung des Schaums im auf Schub belasteten Bereich (zwischen äußerem und innerem Auflager) wurden mit dem optischen Verformungsmesssystem ARAMIS der Firma GOM mbH erfasst. ARAMIS diente zusätzlich als drittes Messsystem für die Erfassung der Durchbiegung. Abbildung 1 zeigt den Versuchsaufbau kurz vor dem Versagenseintritt, aufgenommen mit ARAMIS. Die Verformungsmessung zeigt die Schubverzerrung des Sandwichkerns.

### 3.3. FEM-Modell

Um die Spannungsberechnung im Schaumkern bestmöglich durchzuführen und die Anzahl der Freiheitsgrade möglichst gering zu halten, wurde ein 2D/3D-Modellierungsansatz gewählt. Die Modellierung der Deckschicht wurde mit mehrschichtigen Schalenelementen realisiert, da die Dicke der Deckschichten der Sandwichprobe im Vergleich zu der Sandwichdicke klein ist. Für das Kernmaterial wurde ein Volumenelement mit linearem Ansatz gewählt. Das *Pre- und Postprocessing* erfolgte mit MSC.PATRAN. Die Berechnungen wurden mit MSC.NASTRAN durchgeführt. Um die Berechnung der Anstrengungs- bzw. der Reservefaktoren der einzelnen Schaumversagenskriterien automatisiert durchführen zu können, wurde mit Hilfe der *Patran Command Language* eine *Postprocessing*-Routine programmiert.

### 3.4. Versagen von ROHACELL® 51WF

Das Verformungsverhalten wurde mit der klassischen Laminattheorie (CLT) und der Sandwichtheorie (angelehnt an die Norm ASTM C393) verglichen. Es zeigte sich, dass die gemessenen Durchbiegungen leicht über denen der Sandwichtheorie liegen, was darauf schließen lässt, dass die Proben etwas biegeweicher sind als erwartet. Die nach der CLT errechneten Werte sind noch geringer, da hier die Absenkung durch die Schubverformung des Kerns nicht berücksichtigt wird. Die gemessene Schubverzerrung des Schaumkerns zeigt bis zum Versagen ein lineares Verhalten und eine sehr gute Übereinstimmung mit dem vom Hersteller angegebenen Schubmodul. Der mit Hilfe der FEM berechnete Verformungszustand bei Bruchlast wurde mit dem Experiment verglichen. Es zeigte sich, dass die Durchbiegung aus der FEM sehr genau mit der nach der Sandwichtheorie übereinstimmt und somit etwas geringer ist als gemessen. Die Schubverzerrung des Schaumkerns stimmt gut mit den theoretischen und den gemessenen Werten überein.

Mit weiterer Belastung wurden die Versuche bis zum Probenbruch gefahren. Dieser trat generell durch

Schubbruch im Schaumkern auf, da die Zug- bzw. Druckfestigkeiten der Decklagen um Größenordnungen höher sind als die Schubfestigkeit des Kerns. Die vom Hersteller angegebene Schubfestigkeit (0,81 MPa) konnte durch die Berechnung des Querkraftschubs bei Bruchlast (1358 N) sehr gut nachvollzogen werden. Bei Begutachtung der zerstörten Proben fiel jedoch nicht nur der 45°-Schubbruch im Kern auf, sondern auch ein lokales Druckversagen unter den Lasteinleitungsstellen, welches durch zerquetschte Schaumreste an den Decklagen sichtbar wurde (*Core-Crushing*).

Aus den FEM-Berechnungen geht hervor, dass im Bereich zwischen Auflager und Lastaufbringung die *out of plane* Schubspannung (wie es die Sandwichtheorie vorhersagt) dominiert. Im Bereich der Lastaufbringung dominiert die Normalspannung in Dickenrichtung. Zusätzlich ergibt sich unter der Haut auf der Probenoberseite eine relevante Druckspannung in Probenlängsrichtung. Direkt an der Lasteinleitung ergibt sich so ein mehraxialer Spannungszustand, der mit der Sandwichtheorie nicht vorhergesagt wird. Aus den Berechnungen (*Postprocessing* bei Bruchlast) geht hervor, dass nur die Versagenskriterien nach Tresca und das des DKI ein Kernschubversagen bei der gemessenen Bruchlast vorhersagen. Dennoch erreichen beide das Maximum der Anstrengungsfaktoren in der Nähe der Lastaufbringung. Alle weiteren Kriterien erreichen niedrigere Anstrengungsfaktoren.

Die vergleichende Bewertung der Versagenskriterien zeigt, dass insbesondere das am DKI für den verwendeten Schaum konzipierte Kriterium sowie das Kriterium nach Tresca das Versagensverhalten des Schaums gut beschreiben. Die Anstrengungsfaktoren für den schubbelasteten Bereich erreichen bei realer Versagenslast fast den Wert 1. Zusätzlich zeigt vor allem das DKI-Kriterium sehr früh (60% der Bruchlast) lokales Versagen an den Lasteinleitungen an. Dies stimmt qualitativ sehr gut mit den Versuchen überein, über die Last bei der dieses lokale Versagen eintritt kann jedoch keine endgültige Aussage getroffen werden, da die Versuche stets bis zum Globalversagen durchgeführt wurden. Für eine konservative dreidimensionale Bauteilauslegung ist das ROHACELL®-Failure-Criteria (DKI/Röhm) gut geeignet.

### 3.5. Einfluss von Eigenspannungen

Eine weitere Verbesserung der Schadensvorhersage ergibt sich bei Berücksichtigung von Temperatureigenspannungen, die sich mit den Betriebslasten überlagern. Diese entstehen bei der Fertigung des Sandwich aufgrund der unterschiedlichen Wärmedehnungseigenschaften von CFK und Schaumkern. Die Aushärtung des Sandwichverbundes erfolgt bei Temperaturen über 140°C. Anschließend kühlt das Bauteil auf Raumtemperatur (oder die im jeweiligen Betriebszustand gerade herrschende Temperatur) ab. Das CFK-Laminat zeigt in der Laminatbene praktisch keine temperaturabhängige Längenänderung aufgrund des extrem geringen Wärmeausdehnungskoeffizienten, während der Schaum einen positiven Koeffizienten von ca.  $3,5 \cdot 10^{-5}$  1/K besitzt. Die steifen CFK-Decklagen verhindern beim Abkühlen eine Kontraktion des Schaums, in dem dadurch nicht zu vernachlässigende

Zugspannungen entstehen. Bei Berücksichtigung der Temperaturlast wird die Bruchvorhersage im schubbelasteten Bereich deutlich verbessert. Die Werkstoffanstrengung erreicht nahezu genau den Wert 1. Im Bereich der Lasteinleitung ist die lokale Schadensvorhersage weniger konservativ, sie zeigt aber dennoch ein frühzeitiges, lokal begrenztes Versagen des Schaums an.

## 4. TEMPERATURWECHSELBELASTUNG

### 4.1. FEM-Modell

Während sich Temperaturwechsel in den monolithischen flächigen Bauteilbereichen weniger kritisch auswirken, treten im Bereich von lokalen Verstärkungen sowie im Übergang des Sandwichverbunds in monolithische Strukturen zum Teil hohe lokale Spannungsspitzen auf. Die stärksten Belastungen entstehen an geschlossenen Strukturen, da hier neben der Dehnungsbehinderung in der Ebene, die Ausdehnung des Kerns senkrecht dazu durch die CFK-Deckschichten unterbunden wird.

Zur Bestimmung des Einflusses auf das Strukturverhalten wurden an umlaufend geschlossenen CFK-Sandwichstrukturen detaillierte Untersuchungen unterschiedlicher Konfigurationen unter verschiedenen Lastszenarien durchgeführt. Neben der Wirkung großer Temperaturdifferenzen wurde der Effekt steiler Temperaturgradienten bei rascher Abkühlung und schnellem Aufheizen ermittelt. Dazu wurden zunächst Finite-Elemente-Analysen verschiedener Bereiche im Sandwich durchgeführt. Der Wärmeübergang von der Umgebung auf die Struktur wurde mittels Konvektion und Wärmeleitung innerhalb der Struktur simuliert. Das nichtlineare, transiente Verhalten des Verbundes wurde unter Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit des Wärmetransports, sowie der Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften abgebildet.

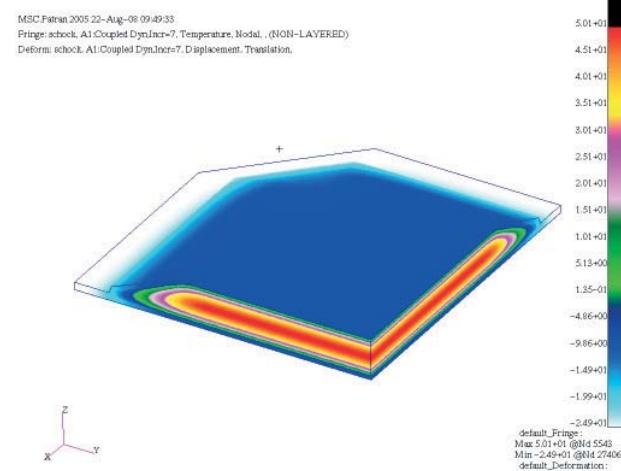


BILD 2. Temperaturverlauf einer Sandwichstruktur bei Schockabkühlung

Der Temperaturverlauf einer Sandwichstruktur bei Schockabkühlung ist in Bild 2 dargestellt. Die Temperaturdifferenz zwischen Bauteiloberfläche und dem Kerninneren beträgt dabei 75 K. Durch Kopplung der Berechnung des Temperaturverlaufs mit der thermomechanischen Berechnung lässt sich das resultierende Strukturverhalten unter Temperatureinwirkung ermitteln. Die entstehende Materialanstrengung des Kerns erreicht bei der dargestellten Temperaturverteilung aufgrund der Temperaturschockbelastung bis zu 55 Prozent der Belastungsgrenze.

### 4.2. Experimentelle Untersuchungen

Parallel zu den numerischen wurden experimentelle Untersuchungen mit dem Ziel durchgeführt, die rechnerischen Analysen zu validieren und das Langzeitverhalten bei zyklisch auftretenden Temperaturlasten zu bewerten. Dazu wurden geschlossene Sandwich-Prüfkörper den im Betrieb maximal bzw. minimal auftretenden Temperaturen schock-wechselnd ausgesetzt. Die Temperaturen an der Oberfläche sowie im Bauteilinneren wurden mittels Temperatursensoren während der Temperaturzyklen aufgezeichnet und das numerische Modell mit den im Versuch gemessenen Daten überprüft. Hierbei ergab sich eine sehr gute Übereinstimmung.

Nach verschiedenen Temperaturwechseln wurden die geschlossenen Proben in Standardprüfkörper getrennt und im 4-Punkt-Biegetest zerstörend geprüft. Die erreichten Werte wurden mit denen thermisch unbehandelter Proben verglichen. Bild 3 zeigt einen Schnitt durch einen geschlossenen Prüfkörper.



BILD 3. Temperaturverlauf einer Sandwichstruktur bei Schockabkühlung

Über die ersten Temperaturwechsel wurde zunächst eine Zunahme der Festigkeit beobachtet. Dieses Verhalten kann auf den Abbau fertigungsbedingter Eigenspannungen im Sandwichkern zurückgeführt werden. Bei weiteren Temperaturzyklen kehrt sich dieser Effekt um. Derzeit laufen weitere Versuche, um den Trend bei sehr hohen Zyklenzahlen zu ermitteln. [4]

## 5. ERMITTlung DER SCHAUM-BRUCHZÄHIGKEIT

Als Untersuchungsansatz wurde das Konzept der linear elastischen Bruchmechanik (LEBM) herangezogen. Die plastischen Verformungen an der Rissspitze beim Öffnen des Risses sind vernachlässigbar klein. Die Anwendbarkeit der LEBM für Hartschaumstrukturen ist unter anderem von Ashby und Gibson gezeigt worden [14]. Die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte des PMI-Hartschaums erfolgte zunächst im 3-Punkt-Biegetest am SENB (Single Edge Notched Bend) -Prüfkörper (BILD 44 oben). Bei einer Mode I Beanspruchung, gekennzeichnet durch das senkrechte Abheben der Rissufer, wurde die Bruchzähigkeit  $K_{IC}$ , bzw. die kritische Energiefreisetzungsrates  $G_{IC}$  im Experiment ermittelt.

Im Richard Test am CTS (Compact Tension Shear) - Prüfkörper wurde bei unterschiedlichen Mixed Mode I/ Mode II Beanspruchungen (Kombinationen von Schäl- und Schubmode) das Modenverhältnis  $K_I/K_{II}$  bei Bruch ermittelt (BILD 44 unten). Noury, Shenoi und Sinclair wendeten diesen Versuch erstmals auf PVC-Hartschäume an [15]. Für die unterschiedlichen Belastungswinkel  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  zeigen die ermittelten Werte einen charakteristischen Verlauf.

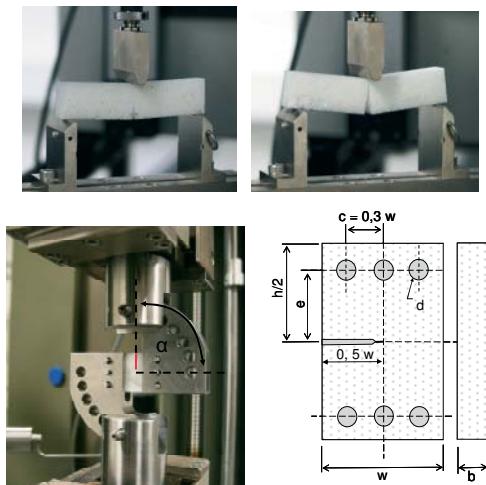


BILD 4. oben: 3-Punkt-Biegung mit SENB-Prüfkörper, unten: Richard-Test mit CTS-Prüfkörper

Grundlage für die bruchmechanischen Versuche waren die Normen ASTM 399 und ASTM D 5054. Die darin beschriebenen Prüfkörpergeometrien dienen lediglich als Richtwerte, da bisher keine Normen zur Ermittlung der kritischen Energiefreisetzungsrates für zelluläre Materialien verfügbar sind. Die Gültigkeit der damit ermittelten Bruchzähigkeiten wurde deshalb zusätzlich durch eine numerische Kennwertermittlung mit Hilfe der FEM abgesichert. Hierzu wurde die *Virtual Crack Closure Technique* (VCCT) angewendet [16], welche mit Hilfe der *Patran Command Language* in Form einer *Postprocessing*-Funktion in die FE-Auswerteroutine implementiert wurde. Die mit Hilfe der Norm und die mit Hilfe der FEM ermittelten Bruchzähigkeiten zeigen für die optimierten Prüfkörpergeometrien für die PMI-Hartschaumstoffe eine gute Übereinstimmung [17].

Die Bruchzähigkeitskennwerte der Hartschäume dienen als Grundlage und zur Validierung der ermittelten Kennwerte am Interface zwischen CFK-Deckschicht und Hartschaumkern. Dem Interface zwischen CFK-Deckschicht und Hartschaumkern kommt bei der Bewertung von Sandwichstrukturen eine Schlüsselrolle zu. Für eine hinreichend gute Deckschichtanbindung - der Grundvoraussetzung zur Nutzung des Sandwicheffekts – sollten die Schaumzellen möglichst groß sein. Bei zu großen Schaumzellen erhöht sich jedoch das während der Infusion aufgenommene Harzvolumen, was zur Gewichtserhöhung des Sandwich führt. BILD 55 zeigt eine lichtmikroskopische Aufnahme des Kern-Deckschicht-Interface der untersuchten Sandwichstruktur. In weiterführenden Untersuchungen werden die Bruchzähigkeitskennwerte der Sandwich-Grenzschicht ermittelt.



BILD 5. Interface CFK-Hartschaum-Sandwich

## 6. EINFLUSS DER SCHAUM-MESOSTRUKTUR

### 6.1. Charakterisierung der Schaum-Mesostruktur

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Mesostruktur als die innere Struktur des Polymerschaumstoffes auf der Ebene eines Schaumzellenagglomerates definiert. Damit grenzt sie sich von der makroskopischen Betrachtungsweise, die den Schaumstoff als Kontinuum beschreibt, ab. Wie in der Kunststofftechnik üblich, werden mit der mikroskopischen Betrachtungsweise die Phänomene auf Ebene der Polymerketten beschrieben. Die Mesostruktur eines geschlossenzelligen Schaumstoffes besteht demnach aus Zellwänden, Zellstegen als Schnittkanten mehrerer Zellwände und Knotenpunkten, in denen sich mehrere Zellstegene treffen [18]. Das Material in diesen Komponenten der Schaum-Mesostruktur wird als Basismaterial bezeichnet. Der untersuchte PMI-Hartschaumstoff zeichnet sich durch eine sehr homogene, nahezu vollständig geschlossenzellige Struktur aus. Die einzelnen polyederförmigen Schaumzellen werden durch ebene, kaum gekrümmte Zellwände begrenzt. In den Zellstegen kommt es zu einer Anhäufung des Basismaterials (siehe BILD 66).

Für die Charakterisierung der 3-dimensionalen Mesostruktur des Schaumstoffes und die Gewinnung von Strukturkennwerten, wie beispielsweise die Zellgrößenverteilung, sind 2d-bildgebende Verfahren nur bedingt geeignet. Einerseits wird die vollständige 3d-Information nicht erfasst und zum anderen müssen

Materialschnitte erstellt werden, die mit einer lokalen Schädigung der Schaum-Mesostruktur verbunden sind.

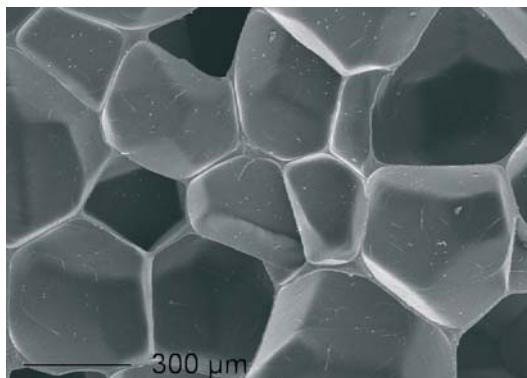


BILD 6. REM-Aufnahme ROHACELL® 51WF

Als 3d-bildgebendes schädigungsfreies Verfahren bietet sich das Verfahren der Röntgen-Mikro-Computertomografie ( $\mu$ CT) an. Mittels 3d-Bildverarbeitung können die Schaumzellen in den aufgenommenen Volumenbilddaten rekonstruiert und vermessen werden [19]. Für die  $\mu$ CT-Untersuchung des PMI-Hartschaumstoffes wurden Materialproben mit der Größe ca.  $10 \times 10 \times 10$  mm<sup>3</sup> aus Schaumstoffplatten ausgeschnitten. Die Untersuchung wurde mit dem Gerät nanome|x 180NF der Firma Phoenix x|ray durchgeführt. Die generierten Volumenbilddaten weisen eine Größe von 512<sup>3</sup> Voxel (Volumenpixel) mit einer Voxelkantenlänge von ca. 10-20 µm auf (siehe BILD 77). Mit Hilfe der gewonnenen Strukturkennwerte werden geometrische Modelle der Schaum-Mesostruktur für die Simulation des mechanischen Verhaltens von Polymerhartschaumstoffen generiert. Auf diese Weise können mesostrukturelle Effekte und Einflüsse analysiert werden.

## 6.2. FEM-Modell

Die Modellierung der Schaum-Mesostruktur erfolgt mittels eines 3-dimensionalen stochastischen Geometriemodells. Dazu wird mit Hilfe des 3d-Voronoialgorithmus eine zufällige, raumfüllende Struktur aus unregelmäßigen Polyedern erzeugt [20]. Die mittlere Zellgröße des Modells wird über eine zufällige, dichte Packung von Kugeln eingestellt, deren Mittelpunkte als Keimpunkte für den Voronoialgorithmus dienen. Auf diese Weise wird eine Abbildung eines repräsentativen Volumenelements (RVE) der Schaum-Mesostruktur erzeugt. Die ebenen Zellwände und Stege dieses idealisierten Modells werden mit finiten Schalen- und Balkenelementen diskretisiert (siehe BILD 77). Diesen Elementen werden die Materialeigenschaften des Basismaterials, PMI [21], zugewiesen. Die geometrisch periodische Struktur des RVE-Modells erlaubt die Simulation mehraxialer Belastungszustände mit Hilfe periodischer Randbedingungen [22]. Mit Hilfe der Simulation verschiedener Lastfälle lassen sich die linear elastischen Materialkonstanten des makroskopischen Schaumstoffverhaltens aus dessen Mesostruktur und den Basismaterialeigenschaften berechnen.

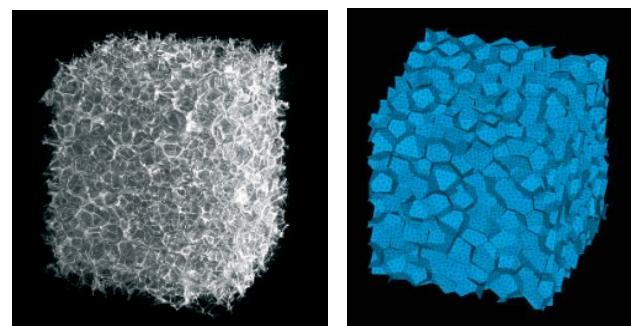


BILD 7.  $\mu$ CT-Aufnahme ROHACELL® 51WF (links) und RVE-Modell der Schaum-Mesostruktur (rechts)

## 6.3. Mesostruktureinfluss von ROHACELL® 51WF und 71RIST

Eine charakteristische Strukturkenngröße von Schaumstoffen ist der mittlere Zelldurchmesser. Der aus den 3d-Bilddaten der Schaumstoffe ROHACELL® 51WF und 71RIST ermittelte mittlere Zelldurchmesser ist in TAB 1 dargestellt. Auf Grund des geringen Kontrasts in den  $\mu$ CT-Aufnahmen der PMI-Hartschaumstoffe und den damit verbundenen Problemen bei der Trennung von Luft und Materie mittels eines Schwellwerts, kann die Porosität der untersuchten Schaumstoffproben nicht exakt bestimmt werden. Diese weicht daher von den Angaben des Schaumstoffherstellers ab. Die Rekonstruktion der Schaumzellen zur Bestimmung des Zelldurchmessers bleibt davon jedoch nahezu unbeeinflusst.

	51WF	71RIST
mittlerer Zelldurchmesser [mm]	0,99	0,36
Std.abw. [mm]	0,18	0,05

TAB 1. Mittlerer Zelldurchmesser aus  $\mu$ CT-Aufnahmen von ROHACELL® 51WF und 71RIST

Aus der Simulation des linear elastischen Verhaltens der Schaum-Mesostruktur unter a) Druckbelastung und b) Schubbelastung werden die elastischen Materialkonstanten E-Modul, Schubmodul und Querkontraktionszahl des Schaumstoffes berechnet (siehe TAB 2). Diese stimmen tendenziell gut mit den vom Schaumstoffhersteller angegebenen und in der Literatur veröffentlichten Kennwerten überein [6].

	51WF	71RIST
E-Modul [MPa]	82	118
Schubmodul [MPa]	31	45
Querkontraktionszahl	0,3	0,3

TAB 2. Mit FE-Simulation ermittelte elastische Materialkonstanten von ROHACELL® 51WF und 71RIST

Das Modell bietet durch die geeignete Wahl der Modellparameter, wie Zellwanddickenverteilung und Zellgrößenverteilung, die Möglichkeit zur genaueren Anpassung an den realen Schaumstoff. Nach der erfolgreichen Vorhersage der elastischen Materialkonstanten von Schaumstoffen mit Hilfe der Modellierung der Schaum-Mesostruktur werden in weiterführenden Arbeiten die Einflüsse der einzelnen Strukturparameter auf das Verformungsverhalten, sowie das Versagensverhalten von Schaumstoffen mit Hilfe dieses Ansatzes untersucht.

## 7. FAZIT

CFK-Schaum-Sandwichstrukturen weisen eine verhältnismäßig hohe Biegesteifigkeit und –festigkeit auf und eignen sich deshalb für biege- und beulgefährdete Schalenbauteile wie Tragflügel-, Leitwerks- oder Rumpfstrukturen. Durch die Verwendung von Kohlenstofffasermultiaxialgelege für die Deckschichten und geschlossenzelligen Polymerschäumen als Kernmaterial ist es möglich, große Sandwichschalen mit komplexer Geometrie kostengünstig mittels Vakuuminfusionstechnologie herzustellen. Diese Strukturen eignen sich somit zur effektiven Umsetzung einer integralen Bauweise durch die Einsparung vieler Versteifungs- und Fügeelemente. Im Vergleich zu monolithischen Strukturen ist das mechanische Verhalten solcher Sandwichverbunde komplexer. Durch die unterschiedlichen Wärmedehnungseigenschaften von Polymerschaum und Deckschicht entstehen im Betrieb Eigenspannungen, die sich den mechanischen Lasten überlagern und je nach Lastfall entlastend oder auch zusätzlich belastend auswirken können. Neben der theoretisch-rechnerischen Vorhersage der Eigenspannungen ist es wichtig, diese zu messen und ihre Auswirkung auf den Verbund zu prüfen.

- [1] D. Zenkert: An Introduction To Sandwich Construction, Engineering Materials Advisory Services Ltd, Cradley Heath, UK, 1997
- [2] A. S. Herrmann, P. C. Zahlen, I. Zuardy: Sandwich Structures Technology in Commercial Aviation, Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Sandwich Structures, Aalborg University, Aalborg, Denmark, 29-31 August 2005, pp. 13-26.
- [3] M. Rinker, R. Schäuble: Bruchverhalten von hoch belasteten CFK-Schaum-Sandwichstrukturen, Tagungsband 11. Problemseminar Deformation und Bruchverhalten von Kunststoffen, Universität Halle-Wittenberg, Merseburg, 20.-22. Juni 2007
- [4] M. Gutwinski, R. Schäuble: The effect of thermal cyclic loading on CFRP foam core sandwich structures, Proceedings of the 2<sup>th</sup> International Conference on Material and Component Performance under Variable Amplitude Loading, Darmstadt, Germany, 23-26 March, 2009.
- [5] Federal Aviation Administration: Damage Tolerance Assessment Handbook, U.S. Department of Transportation, 800 Independence Avenue, SW Washington, DC 20591, October 1993.
- [6] E. Saenz, A. Roth, F. Rosselli, X. Liu, R. Thomson: Mode I Fracture Toughness of PMI Sandwich Core Materials, Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Sandwich Structures, Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, 06-08 May 2008, pp. 499-510.
- [7] P. C. Zahlen, M. Rinker, C. Heim: Advanced Manufacturing of Large, Complex Foam Core Sandwich Panels, Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Sandwich Structures, Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, 06-08 May 2008, pp. 606-623.
- [8] A. Nadei: Theory of Flow and Fracture of Solids, Volume 1, McGraw-Hill, New York, USA, 1950.
- [9] W. J. M. Rankine: A Manual of Applied Mechanics, Charles Griffin and Company, 21 edition, London, UK, 1921.
- [10] W. Schneider, R. Bardenheiner: Versagenskriterien für Kunststoffe, Journal of Materials Technology, 6(8), pp. 269-280, 1975.
- [11] G. D. Sandel: Über die Festigkeitsbedingungen, Dr. Max Jänecke Verlagsbuchhandlung, Leipzig, 1925.
- [12] G. D. Sandel: Die Anstrengungsfrage, Schweizerische Bauzeichnung, 95(26), 335-338, 1930.
- [13] A. Kraatz: Anwendung der Invariantentheorie zur Berechnung des dreidimensionalen Versagens- und Kriechverhaltens von geschlossenzelligen Schaumstoffen unter Einbeziehung der Mikrostruktur, Dissertation Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, 2007.
- [14] M. F. Ashby, L. J. Gibson: Fracture Toughness of Brittle Cellular Solids, Scripta metallurgica, Vol. 18, pp. 213-217, 1984
- [15] P. M. Noury, R. A. Shenoi, I. Sinclair: On mixed-mode fracture of PVC foam, International Journal of Fracture, Vol.92, pp. 131-151, Springer Netherlands, 1998
- [16] R. Krueger: The Virtual Crack Closure Technique: History, Approach and Applications, NASA/CR-2002-211628, ICASE, Hampton, Virginia, USA, 2002
- [17] M. John, M. Rinker, R. Schäuble: Bruchmechanische Kennwertermittlung an Polymethacrylimid-Hartschäumen, 12. Problemseminar Deformation und Bruchverhalten von Kunststoffen, Universität Halle-Wittenberg, Merseburg, 24.-26. Juni 2009
- [18] N. Mills: Polymer Foams Handbook: Engineering and Biomechanics Application and Design Guide, Butterworth-Heinemann, 2007
- [19] Fraunhofer ITWM: MAVI - Modular Algorithms for Volume Images, 2009, URL <http://www.itwm.fhg.de/mab/projects/MAVI>
- [20] C. B. Barber, D. P. Dobkin, H. T. Huhdanpaa: The Quickhull algorithm for convex hulls, ACM Trans. on Mathematical Software, 1996, 22(4), 469-483, URL <http://www.ghull.org/>
- [21] C. P. Chen, W. B. Anderson, R. S. Lakes: Relating the Properties of the Foam to the Properties of the Solid from Which it is Made, Cellular Polymers, 1994, 13, 16-32
- [22] M. Nygards, P. Gudmundson: Micromechanical modeling of ferritic/pearlitic steels, Materials Science and Engineering, 2002, A325, 435-443